



# Fundição por baixa pressão em areia de ligas de alumínio

*Ricardo Jorge Marques de Sá Rocha*

## **Dissertação do MIEM**

Orientador no INEGI: Eng. Rui Jorge de Lemos Neto  
Orientador na FEUP: Eng. Fernando Jorge Lino Alves

Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica  
Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Departamento de Engenharia Mecânica

Julho de 2015









*“If you cannot do great things, do small things in great way”*

*Napoleon Hill*

*Aos meus pais e irmão*



## RESUMO

---

A presente dissertação aborda a temática da fundição por baixa pressão aplicada a moldações em areia para ligas de alumínio.

A baixa pressão em areia surgiu no contexto da indústria automóvel, para dar resposta às limitações dos processos de fundição convencionais por gravidade, conciliando a grande flexibilidade oferecida pelas moldações em areia ao excelente controlo dos parâmetros de enchimento obtido pela baixa pressão.

O processo de baixa pressão em areia, mais que uma alternativa aos processos concecionais de fundição por gravidade, é uma tecnologia que permite a obtenção de fundidos de qualidade superior, na medida em que é possível um controlo mais refinado dos parâmetros de enchimento, minimizando desta forma problemas de inclusões de ar e filmes de óxidos associados a enchimentos turbulentos.

O principal objetivo desta dissertação é o desenvolvimento de uma moldação em areia “verde” para a utilização no processo de baixa pressão, para a obtenção de uma peça na liga de alumínio  $AlSi7Mg0,3$ . Como tal, serão apresentados três tipos de *layouts*, bem como toda a metodologia seguida para a obtenção dos mesmos. Os princípios utilizados na geração de conceitos procuram sobretudo reduzir a propensão ao aparecimento de inclusões, rechupes e microrechupes, através de um melhor controlo do processo de enchimento. A par destes objetivos, os *layouts* apresentados visam o aumento do rendimento global do processo, no sentido de um aumento de competitividade.

Os conceitos de maior interesse serão alvo de validação numérica através do programa *ProCast*. A utilização deste *software* tem ainda como objetivo a otimização dos sistemas de gitagem e alimentação, no sentido de conseguir explorar todas as capacidades do processo de baixa pressão, do ponto de vista tecnológico e económico.

Finalmente, é realizada uma comparação entre este processo de fundição por gravidade, evidenciando as grandes vantagens e limitações resultantes da implementação desta tecnologia.

A baixa pressão permite aumentos consideráveis de rendimento metalúrgico face à fundição por gravidade, permitindo melhorias na ordem dos 30%.



## ABSTRACT

---

The present dissertation discusses the theme of low pressure casting applied to sand molds for aluminum alloys.

The low pressure sand casting (LPSC) emerged in the automotive industry to solve the limitations of conventional processes of gravity casting, combining the great flexibility provided by sand molds with the excellent control of filling parameters obtained by low pressure systems.

The low pressure sand casting more than gravity casting processes, is a technology that provides higher quality castings, since it is possible to achieve a more refined control of pouring parameters, reducing porosity and inclusions typically associated with turbulence.

The main purpose of this work is the development of a mold in "green" sand, where the low pressure technology is applied in order to obtain a casting in AB-AlSi7Mg0,3 aluminum alloy. For such purpose, several layouts will be presented, as well as all the chosen methodologies. Alongside these objectives, the presented layouts intend to reduce production costs and increase market competitiveness.

The concepts of greatest interest will be supported by numerical simulation results using the specialized software, ProCast. The use of this program also aims at the optimization of gating and feeding systems, taking advantage of all the technical and economic capabilities of the low pressure procedures.

Finally, is performed a comparison between the gravity sand casting and low pressure sand casting, highlighting the major advantages and limitations of this technology.

When compared to gravity casting, low pressure sand casting shows a considerable 30% increase in metallurgical efficiency.



## AGRADECIMENTOS

---

Em primeiro lugar queria agradecer ao Engenheiro Rui Neto por todos o apoio, conselhos e críticas dadas ao longo desta dissertação, e especialmente por ter promovido em mim o gosto pela temática da fundição, que culminou numa enorme satisfação da minha parte na realização deste projeto.

Queria também agradecer ao Professor Doutor Jorge Lino por todas as tarefas de supervisão e orientação que desempenhou sempre com enorme profissionalismo e que contribuíram em grande parte para o sucesso deste projeto.

Ao Engenheiro Rui Silva da Firmago S.A. por toda a disponibilidade e ajuda demonstradas. Ainda agradecer ao Engenheiro Sérgio por todas as informações disponibilizadas.

A todos os colaboradores do INEGI, que de uma forma direta ou indireta contribuíram para este projeto. Um especial agradecimento ao Engenheiro Paulo Machado pelos seus úteis conselhos dos mais variados assuntos relativos a esta dissertação. Agradeço de igual forma à Doutora Nanam Song pela sua importante colaboração na realização das simulações numéricas. Ainda agradecer ao Engenheiro Ricardo Paiva por toda a disponibilidade.

Queria também agradecer a amizade e companheirismo demonstrada pelos meus colegas de trabalho, Daniel Ferreira, João Simas, João Pinto e Mafalda Couto.

Aos meus colegas e sobretudo amigos, com quem tive a enorme satisfação de partilhar esta longa jornada, que culmina na entrega desta dissertação. Assim, um enorme abraço aos meus amigos João Sá, Rui Sousa, Filipe Pereira e Luís Costa, cuja amizade é imensurável.

Por último, mas não menos importante, aos meus pais e irmão, que sempre acreditaram no meu sucesso e que em tudo contribuíram para que pudesse hoje estar aqui a demonstrar o meu enorme obrigado por tudo.





# ÍNDICE DE CONTEÚDOS

---

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
1.1	Apresentação das empresas .....	1
1.2	Motivação.....	2
1.3	Organização e Temas Abordados no Presente Relatório.....	3
<b>2</b>	<b>ESTADO DA ARTE .....</b>	<b>5</b>
2.1	Introdução.....	5
2.2	Processo de fundição por baixa pressão.....	6
2.2.1	Introdução .....	6
2.2.2	Descrição do processo .....	7
2.2.3	Vantagens e desvantagens do processo .....	8
2.2.4	Aplicações da tecnologia da baixa pressão em areia ( <i>LPSC</i> ).....	9
2.3	Técnicas de vazamento e pós-vazamento .....	11
2.3.1	Processos de rotação da moldação durante enchimento.....	11
2.3.2	Processos de rotação da moldação depois do enchimento.....	12
2.3.3	Processo <i>Cosworth</i> .....	13
2.3.4	Processo de baixa pressão em areia ( <i>LPSC</i> ) .....	15
2.4	Processo de fundição com moldação em areia.....	16
2.4.1	Introdução .....	16
2.4.2	Areia Verde.....	17
2.4.3	Propriedades da areia .....	19
2.4.4	Ligante .....	27
2.4.5	Propriedades associadas ao ligante .....	28
2.4.6	Tipos de ligante .....	32

2.4.7	Água na mistura da moldação .....	34
2.4.8	Aditivos.....	35
2.4.9	Areias naturais e sintéticas .....	37
2.4.10	Técnicas e equipamentos para preparação de areias .....	42
<b>2.5</b>	<b>Areias quimicamente ligadas para produção de machos .....</b>	<b>48</b>
2.5.1	Processos termicamente ativados .....	49
2.5.2	Sistemas de caixa fria .....	50
2.5.3	Areias auto secativas .....	51
<b>2.6</b>	<b>Alumínio e suas ligas .....</b>	<b>53</b>
2.6.1	Introdução histórica .....	53
2.6.2	Propriedades do alumínio puro.....	54
2.6.3	Ligas de alumínio.....	55
2.6.4	Elementos de liga e os seus efeitos .....	56
2.6.5	Caracterização da liga utilizada .....	57
<b>2.7</b>	<b>Porosidade e inclusões nas ligas de alumínio .....</b>	<b>64</b>
2.7.1	Hidrogénio .....	64
2.7.2	Oxidação .....	71
<b>2.8</b>	<b>Sistemas de gitagem e alimentação .....</b>	<b>73</b>
2.8.1	Elementos do projeto do sistema de gitagem e alimentação.....	74
2.8.2	Frente de avanço do metal líquido.....	77
2.8.3	Processo de enchimento .....	78
2.8.4	Processo de solidificação .....	82
2.8.5	Alimentador.....	86
2.8.6	Arrefecedores.....	89
2.8.7	Filtros .....	90
<b>2.9</b>	<b>Simulação numérica.....</b>	<b>93</b>
2.9.1	Método das Diferenças Finitas e Método de Elementos Finitos .....	93
2.9.2	Simulação numérica nos processos de fundição .....	94
2.9.3	Programas de simulação numérica.....	95
2.9.4	Critério de Niyama.....	95
<b>3</b>	<b>PARTE EXPERIMENTAL .....</b>	<b>97</b>
3.1	Introdução.....	97
3.2	Avaliação do processo de fundição por gravidade .....	98

---

3.2.1	Condições de vazamento .....	98
3.2.2	Sistema de alimentação e gitagem .....	99
3.2.3	Levantamento de forma .....	102
3.2.4	Simulação .....	103
3.2.5	Rendimento do processo.....	114
3.2.6	Problemas identificados .....	115
<b>3.3</b>	<b>Projeto de uma moldação em areia para baixa pressão .....</b>	<b>116</b>
3.3.1	Geração e seleção de conceitos .....	118
3.3.2	Projeto dos sistemas de alimentação e gitagem .....	122
3.3.3	Simulação de solidificação.....	153
3.3.4	Simulação de enchimento .....	161
3.3.5	Propriedades da areia da moldação .....	171
<b>4</b>	<b>ANÁLISE DE RESULTADOS.....</b>	<b>173</b>
<b>4.1</b>	<b>Sistemas de alimentação e gitagem .....</b>	<b>173</b>
4.1.1	Sistema de alimentação .....	174
4.1.2	Sistema de gitagem .....	176
<b>4.2</b>	<b>Rendimento.....</b>	<b>179</b>
4.2.1	Rendimento metalúrgico.....	179
4.2.2	Rendimento global.....	179
<b>4.3</b>	<b>Tempos de desmoldagem .....</b>	<b>180</b>
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>183</b>
<b>6</b>	<b>TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>185</b>
<b>7</b>	<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>187</b>
<b>8</b>	<b>ANEXOS.....</b>	<b>193</b>
	ANEXO A: Geometria e dimensões dos alimentadores .....	195
	ANEXO B: Gama de filtros <i>SIVEX FC</i> disponíveis .....	197
	ANEXO C: Cotas referentes ao equipamento .....	199
	ANEXO D: Sistemas de gitagem de exemplo .....	201
	ANEXO E: Propriedades físicas da liga AlSi7Mg0,3.....	203
	ANEXO F: Desenho técnico da peça em análise.....	205
	ANEXO G: Desenho técnico do <i>layout 2</i> .....	209
	ANEXO H: Desenho técnico do <i>layout 3</i> .....	213
	ANEXO I: Análise ao ensaio de uma areia .....	217

---



## LISTA DE FIGURAS

---

Figura 1 - Representação esquemática do processo de baixa pressão[13]. ....	6
Figura 2 - Coletor de admissão do Audi TT RS produzido em <i>LPSC</i> , adaptado de [18]. .....	10
Figura 3 - Unidade motriz que equipa o Porsche Carrera GT [19]. ....	10
Figura 4 - Cabeça do motor LS9 produzida pela General Motors segundo o método <i>Rotacast</i> [22]. ....	12
Figura 5 - Diagrama do sistema de gitagem e alimentação utilizado por Batty, adaptado de [12]. ....	13
Figura 6 - Diagrama esquemático da primeira variante do processo <i>Cosworth</i> , adaptado de [23]. ....	14
Figura 7 - Diagrama esquemático da segunda variante do processo <i>Cosworth</i> , designada de Mark II, adaptado de [24]. ....	15
Figura 8 - Bloco um motor V8 obtido por <i>LPSC</i> [30]. ....	16
Figura 9 - Exemplo de uma placa molde [6]. ....	17
Figura 10 - Colocação da areia e posterior compactação [6]. ....	18
Figura 11 - Processo de remoção do modelo e colocação de um macho [6]. ....	18
Figura 12 - Exemplo de uma moldação pronta a vaziar [6]. ....	19
Figura 13 - Influência do tamanho de grão na resistência em "verde" da moldação, adaptada de [28]. ....	22
Figura 14 - Classificação da forma do grão segundo angularidade e esfericidade, adaptado de [25]. ....	23
Figura 15 – Areia de quartzo (a) grão de forma subangular (b) grãos de forma arredondada [32]. ....	24
Figura 16 - Influência da forma de grão na resistência à compressão em "verde", adaptado de [6]. ....	25
Figura 17 - Dilatação térmica de algumas areias de fundição, adaptado de [28]. ....	27

Figura 18 - Influência da quantidade de ligante na resistência em "verde", adaptado de [28]. .....	28
Figura 19 - Composição volúmica em percentagem de alguns gases presentes numa moldação em areia verde, adaptado de [12]. .....	29
Figura 20 - Representação da evolução da dilatação da sílica ao longo das zonas da moldação, adaptado de [12]. .....	30
Figura 21 - Distribuição esquemática da temperatura e da quantidade de água presente numa moldação em areia verde, adaptado de [35]. .....	31
Figura 22 - Posição das zonas de vapor após o vazamento de alumínio numa moldação de areia “verde”. Adaptado de [12]. .....	32
Figura 23 - Efeito do teor de sódio e cálcio da bentonite nas propriedades da moldação. (a) Resistência à compressão a “seco”. (b) Resistência à compressão a “quente” (900°C). (c) Resistência à compressão em “verde”, adaptado de [40]. .....	34
Figura 24 - (a) Influência da humidade na resistência em "verde" e em "seco" (b) Influência da humidade e quantidade de ligante na resistência em “verde”, adaptado de [28]. .....	35
Figura 25 - Expansão da sílica com aditivo de celulose, adaptado de [6]. .....	36
Figura 26 - Expansão térmica dos materiais à base de sílica, adaptado de [44]. ....	40
Figura 27 - Influência da densidade da moldação, adaptado de [28]. .....	43
Figura 28 - Compactação por inércia e por compressão [5]. .....	44
Figura 29 - Dureza da moldação em função da distância a base de compactação, para diferentes técnicas de compactação, adaptado de [28]. .....	45
Figura 30 - Diferentes soluções construtivas para cabeças de compactação, adaptado de [28]. .....	45
Figura 31 - Influência da pressão de compactação na dureza da moldação e na precisão dimensional, adaptado de [28]. .....	46
Figura 32 - Sequência esquemática do processo de insuflação seguido de compactação [5]. .....	46
Figura 33 - (a) Compactação por impulso e (b) compactação mecânica através de cabeça flexível [28]. .....	47
Figura 34 - Exemplos de utilização de machos [28]. .....	48
Figura 35 - Diagrama de equilíbrio Al-Si, adaptado de [66]. .....	59
Figura 36 - Propriedades mecânicas de uma liga Al-Si em função do teor de silício, adaptado de [64] .....	62
Figura 37 - Solubilidade do hidrogénio no alumínio a 1 atm, adaptado de [57]. ....	64
Figura 38 - Porosidade em função do teor de hidrogénio e da taxa de arrefecimento, adaptado de [57]. .....	65

Figura 39 - Influência do teor de hidrogénio na tensão de limite elástico e de cedência da liga 356, adaptado de [54].	66
Figura 40 - Eficiência de desgaseificação alguns gases de purga para a liga 356, adaptado de [40].	68
Figura 41 - Representação esquemática de um sistema de desgaseificação por rotor inserido numa linha de refinamento de alumínio, adaptado de [40].	69
Figura 42 - (a) Gama de valores de desgaseificação para sistemas de rotor. (b) Comparação de eficiência entre sistemas de rotor e de desgaseificação por lança da liga a357.	70
Figura 43 - Comparação de eficiência de sistemas de desgaseificação por lança, inserto poroso e rotor para o mesmo tipo de gás, adaptado de [54].	71
Figura 44 - Principais componentes constituintes do sistema de gitagem e alimentação [37]	73
Figura 45 - Exemplificação das desvantagens de um sistema pressurizado (a) e de um sistema despressurizado (b) [37].	75
Figura 46 - Exemplificação dos fenómenos que ocorrem na presença de uma curva no sistema de gitagem, adaptado de [72].	76
Figura 47 - Representação do efeito provocado por divergência (a) e convergência (b), adaptado de [72].	77
Figura 48 - Esquema de progressão da frente de solidificação para ligas eutécticas (a) e ligas monofásicas (b) adaptado de [74].	78
Figura 49 - Altura metalúrgica em função do tipo de alimentação selecionado [70].	80
Figura 50 - Velocidade no tubo de subida em função da velocidade de pressurização, adaptado de [77].	81
Figura 51 - Etapas de contração volumétrica durante o arrefecimento, adaptado de [75].	82
Figura 52 - Representação esquemática do modo de solidificação de uma liga com intervalo de solidificação intermédio, adaptado de [72].	84
Figura 53 - Configurações de porosidade típicas de (a) ligas que solidificam sob a forma “pastosa” e (b) ligas que solidificam em “pele”, adaptado de [72].	84
Figura 54 - Formas de alimentadores mais comuns [5].	87
Figura 55 – Capacidade máxima de utilização de cada alimentar face ao seu volume inicial [37].	87
Figura 56 - (a) Arrefecedor colocado numa zona isolada da peça, adaptado de [72], (b) Arrefecedor aplicado numa peça circular, adaptado de [79].	90
Figura 57 - Filtro não cerâmico <i>Sivex</i> para ligas de alumínio	91

Figura 58 - Diagrama esquemático do fluxo de metal através de um filtro, adaptado de [25]. .....	92
Figura 59 - Peças e respetiva alimentação e gitagem segundo o processo de gravidade. ....	98
Figura 60 - Imagem virtual em corte do arrefecedor utilizado no processo de fundição por gravidade.....	101
Figura 61 – a) Superfícies resultantes do levantamento de forma; b) Superfícies após correção.....	102
Figura 62 - Imagem virtual da solução utilizada no processo de gravidade.....	103
Figura 63 - Malha de superfície 2D do conjunto.....	104
Figura 64 - Janela de definição dos materiais e temperaturas.....	104
Figura 65 - Janela de definição dos parâmetros de transferência de calor.....	105
Figura 66 - Janela de definição das condições de fronteira para a simulação de solidificação. ....	106
Figura 67 - Janela de definição das condições de fronteira para a simulação de enchimento. ....	106
Figura 68 - Resultados da simulação de solidificação - rechupes de solidificação, vista raio X. ....	108
Figura 69 - Resultados da simulação de solidificação - rechupes de solidificação, vista plano de corte XZ.....	108
Figura 70 - Resultados da simulação de solidificação – tempo de solidificação, vista plano de corte XZ.....	109
Figura 71 - Resultados da simulação de solidificação – critério de Niyama, vista plano de corte XZ.....	109
Figura 72 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas no enchimento. ....	110
Figura 73 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas ao segundo 0,65. ....	111
Figura 74 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas ao segundo 1,34. ....	111
Figura 75 -Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas ao segundo 1,52. ....	112
Figura 76 -Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas ao segundo 5,30. ....	112
Figura 77 - Resultados da simulação numérica de enchimento - tempo de enchimento. ....	113
Figura 78 - Resultados da simulação numérica de enchimento - temperatura após enchimento. ....	113



Figura 79- Ilustração do sistema de retenção de metal.....	118
Figura 80 - Desenho da peça e identificação das principais zonas.....	119
Figura 81 – Imagem virtual do <i>layout</i> 1 com respectivo sistema de alimentação e gitagem. ....	119
Figura 82 - Imagem virtual do <i>layout</i> 2 com respectivo sistema de alimentação e gitagem. ....	121
Figura 83 - Resultados da simulação de solidificação horizontal - rechupes de solidificação, vista raio X.....	124
Figura 84 - Resultados da simulação de solidificação horizontal - rechupes de solidificação, vista plano de corte XY.....	124
Figura 85 - Resultados da simulação de solidificação vertical - rechupes de solidificação, vista raio X.....	125
Figura 86 - Resultados da simulação de solidificação vertical - rechupes de solidificação, vista plano de corte XY.....	126
Figura 87 - Resultados da simulação de solidificação vertical - tempo de solidificação, vista plano de corte XY.....	126
Figura 88 – Imagem virtual do <i>layout</i> 1 com respectivo sistema de alimentação e gitagem. ....	127
Figura 89 - Indicação dos volumes da peça considerados na alimentação.....	128
Figura 90 - Indicação da posição dos alimentadores. ....	128
Figura 91 - Principais componentes do sistema de gitagem. ....	131
Figura 92 - Imagem virtual do layout 2 com respectivo sistema de alimentação e gitagem. ....	135
Figura 93 - Indicação dos volumes da peça considerados na alimentação.....	136
Figura 94 - Principais componentes do sistema de gitagem. ....	138
Figura 95 - Representação dos patamares e cotas de enchimento.....	141
Figura 96 - Ilustração do gráfico de pressão versus tempo do processo de baixa pressão. ....	143
Figura 97 - Imagem virtual do layout 3 com respectivo sistema de alimentação e gitagem. ....	144
Figura 98 - Indicação dos volumes da peça considerados na alimentação.....	145
Figura 99 - Indicação da posição dos alimentadores. ....	145
Figura 100 - Representação dos patamares e cotas de enchimento.....	150
Figura 101 - Ilustração do gráfico de pressão versus tempo do processo de baixa pressão. ....	152
Figura 102 - Resultados da simulação de solidificação layout1 - rechupes de solidificação, vista raio X.....	153

---

Figura 103 - Resultados da simulação de solidificação layout1 - rechupes de solidificação, vista plano de corte XY.....	154
Figura 104 - Resultados da simulação de solidificação layout1 - tempo de solidificação, vista plano de corte XY.....	155
Figura 105 - Resultados da simulação de solidificação layout1 - fração sólida, vista plano de corte XY.....	155
Figura 106 - Resultados da simulação de solidificação layout1 - rechupes de solidificação, vista plano de corte XY.....	156
Figura 107 - Resultados da simulação de solidificação layout1 - tempo de solidificação, vista plano de corte XY.....	157
Figura 108 - Resultados da simulação de solidificação layout1 - fração sólida, vista plano de corte XY.....	158
Figura 109 - Resultados da simulação de solidificação - critério de Niyama, vista plano de corte XZ.....	158
Figura 110 - Resultados da simulação de solidificação layout 3 - rechupes de solidificação, vista plano de corte XY.....	159
Figura 111 - Resultados da simulação de solidificação layout1 - tempo de solidificação, vista plano de corte XY.....	160
Figura 112 - Resultados da simulação de solidificação layout1 - fração sólida, vista plano de corte XY.....	160
Figura 113 - Resultados da simulação de solidificação layout1 - critério de Niyama, vista plano de corte XY.....	161
Figura 114 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas no segundo 2,36.....	162
Figura 115 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas no segundo 2,36.....	162
Figura 116 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas no segundo 9,61.....	163
Figura 117 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas no segundo 12,18.....	163
Figura 118 - Resultados da simulação de enchimento - tempo de enchimento. ....	164
Figura 119 - Resultados da simulação de enchimento - temperaturas após enchimento.....	164
Figura 120 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas no segundo 1,27.....	165
Figura 121 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas ao segundo 1,68.....	166

Figura 122 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registradas ao segundo 3,80.....	167
Figura 123 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registradas ao segundo 3,80.....	167
Figura 124 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registradas ao segundo 9,61.....	168
Figura 125 - Resultados da simulação de enchimento - temperaturas registradas ao segundo 10,41.....	169
Figura 126 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registradas ao segundo 11,59.....	169
Figura 127 - Resultados da simulação de enchimento - tempos de enchimento....	170
Figura 128 - Resultados da simulação de enchimento - temperaturas após enchimento .....	171
Figura 129 - Imagem virtual dos <i>layouts</i> 2 e 3.....	173
Figura 130 - Resultados dos rechupes. a) <i>layout</i> 2; b) <i>layout</i> 3.....	174
Figura 131 - Resultados da microporosidade segundo o critério de Niyama; a) <i>layout</i> 2; b) <i>layout</i> 3.....	174
Figura 132 - Velocidades máximas registradas. a) <i>layout</i> 2; b) <i>layout</i> 3.....	176
Figura 133 - Representação dos locais suscetíveis ao aparecimento de ar. ....	177



## LISTA DE TABELAS

---

Tabela 1 - Exemplo de cálculo do índice granulométrico [6]. .....	21
Tabela 2 - Teste de granulometria e distribuição de duas amostras de areia. ....	21
Tabela 3 - Influência do tamanho de grão na área da superfície [6]. .....	23
Tabela 4 - Valores médios para o índice de permeabilidade .....	26
Tabela 5 - Propriedades típicas das areias naturalmente ligadas [6]. .....	37
Tabela 6 - Propriedades típicas das areias naturalmente ligadas usadas na fundição de alumínio [6]. .....	37
Tabela 7 - Propriedades de algumas areias usadas em fundição [42]. .....	38
Tabela 8 - Temperatura de sinterização para diferentes areias de sílica [25]. .....	39
Tabela 9 - Composição química da areia de sílica para diferentes grau de pureza [25]. .....	39
Tabela 10 - Processos classificados por mecanismo de cura [6]. .....	49
Tabela 11 - Designações do alumínio segundo o grau de pureza (norma americana) [48], [53]. .....	54
Tabela 12 - Propriedades do alumínio para diferentes graus de pureza [48]. ....	55
Tabela 13 - Principais elementos de liga de cada série segundo a AA [54]. .....	56
Tabela 14 - Designações da liga AlSi7Mg0,3 segundo as principais normas [61], [62]. .....	58
Tabela 15 - Composição da liga AlSi7Mg0,3 segundo a EN 1676 [60]. .....	58
Tabela 16 – Propriedades e solubilidade dos elementos de liga [53], [65]. ....	60
Tabela 17 - Propriedades físicas da liga AlSi7Mg0,3 [62]. .....	61
Tabela 18 - Propriedades mecânicas típicas obtidas com moldação em areia [6]. ...	63
Tabela 19 - Exemplos de relações de gitagem. ....	76
Tabela 20 - Fatores para estimar o tempo de enchimento da cavidade. ....	79
Tabela 21 - Valores de coeficientes de segurança segundo <i>Gabel</i> [5]. .....	88
Tabela 22 - Valores de correção <i>C</i> segundo <i>Gabel</i> [5]. .....	89

Tabela 23 - Propriedades da peça. ....	99
Tabela 24 - Propriedades dos alimentadores. ....	99
Tabela 25 - Calculo da relação de gitagem. ....	100
Tabela 26 - Propriedades do arrefecedor em ferro fundido .....	101
Tabela 27 - N° de elementos utilizados para geração da malha do modelo.....	103
Tabela 28 - Massa virtual e real dos componentes do conjunto. ....	114
Tabela 29 - N° de elementos utilizados para geração da malha do modelo.....	123
Tabela 30 – Volumes da peça a alimentar. ....	129
Tabela 31 - Determinação dos módulos referentes aos alimentadores. ....	129
Tabela 32 - Dimensões principais dos alimentadores.....	130
Tabela 33 - Propriedades reais dos alimentadores.....	130
Tabela 34 - Comparação das propriedades teóricas e reais dos alimentadores. ....	130
Tabela 35 - Propriedades do conjunto.....	132
Tabela 36 - Áreas teóricas de cada elemento de gitagem. ....	133
Tabela 37 – Áreas teóricas versus reais de cada elemento de gitagem.....	133
Tabela 38 – Volumes da peça a alimentar. ....	136
Tabela 39 - Determinação dos módulos referentes aos alimentadores. ....	136
Tabela 40 - Propriedades reais dos alimentadores.....	137
Tabela 41 - Comparação das propriedades teóricas e reais dos alimentadores.....	137
Tabela 42 - Propriedades do conjunto.....	138
Tabela 43 - Áreas teóricas de cada elemento de gitagem. ....	139
Tabela 44 – Áreas teóricas versus reais de cada elemento de gitagem.....	139
Tabela 45 - Pressão para cada patamar de enchimento.....	141
Tabela 46 - Velocidade e tempo de enchimento para cada patamar segundo a equação de Reynolds.....	142
Tabela 47 - Diâmetros e áreas utilizados no cálculo da variação de pressão em função do tempo. ....	142
Tabela 48 - Velocidade e tempo de enchimento para cada patamar segundo a variação de pressão. ....	142
Tabela 49 - Parâmetros da curva de enchimento .....	143
Tabela 50 – Volumes da peça a alimentar. ....	146
Tabela 51 - Determinação dos módulos referentes aos alimentadores. ....	146
Tabela 52 - Dimensões principais dos alimentadores.....	146
Tabela 53 - Propriedades reais dos alimentadores.....	146

Tabela 54 - Comparação das propriedades teóricas e reais dos alimentadores. ....	147
Tabela 55 - Propriedades do conjunto. ....	147
Tabela 56 - Áreas teóricas de cada elemento de gitagem. ....	148
Tabela 57 – Áreas teóricas versus reais de cada elemento de gitagem. ....	148
Tabela 58 - Pressão para cada patamar de enchimento. ....	150
Tabela 59 - Velocidade e tempo de enchimento para cada patamar. ....	151
Tabela 60 - Diâmetros e áreas utilizados no cálculo da variação de pressão em função do tempo. ....	151
Tabela 61 - Velocidade e tempo de enchimento para cada patamar segundo a variação de pressão. ....	151
Tabela 62 - Parâmetros da curva de enchimento ....	151
Tabela 63 - Pressões necessárias para a subida do metal à moldação. ....	152
Tabela 64- Quadro resumo em termos qualitativos dos sistemas de alimentação	175
Tabela 65 - Quadro resumo das principais propriedades dos sistemas de gitagem. ....	178
Tabela 66 – Quadro resumo em termos qualitativos dos sistemas de gitagem. ....	178
Tabela 67 - Massa e rendimento metalúrgico das várias soluções. ....	179
Tabela 68 - Rendimento global das várias soluções. ....	180
Tabela 69 - Tempos de vazamento. ....	180
Tabela 70 - Tempos de solidificação. ....	181





## LISTA DE SÍMBOLOS

---

Símbolo	Descrição
$A_c$	Área da secção do cadinho
$A_t$	Área da secção média do tubo de subida de metal
$A_m$	Área da secção média da cavidade
$B$	Fator B em função da espessura mínima da parede
$C$	Valores de correção em função do tipo de alimentador
$C_e$	Calor específico médio do metal vazado
$C_l$	Calor latente de fusão do metal
$c$	Calor específico
$D$	Diâmetro
$D_i$	Diâmetro do tubo de enchimento
$F_{ecrit}$	Quantidade de ferro crítica
$f$	Índice granulométrico
$G$	Massa de material
$g$	Aceleração da gravidade
$h$	Altura
$i$	Índice de permeabilidade
$K$	Condutividade térmica
$Kc$	Constante característica da liga
$Mg$	Módulo geométrico da peça
$Ma$	Módulo do alimentador
$p$	Pressão relativa
$Q$	Caudal médio
$S$	Área de superfície

$St$	Área da secção
$T_0$	Temperatura inicial da moldação
$T_{im}$	Temperatura da interface metal/moldação
$T_l$	Temperatura do início de solidificação do metal
$T_v$	Temperatura do vazamento
$t$	Tempo
$t_{máx}$	Tempo máximo de solidificação
$V$	Volume
$v$	Velocidade
$v_g$	Velocidade no tubo de subida
$W$	Fator de correção para o alimentador de acordo com o tipo de metal
$\alpha$	Difusividade térmica da moldação
$\beta$	Contração volumétrica da liga
$\delta$	Gradiente de temperatura
$\gamma$	Fator de perda por atrito
$\mu$	Rendimento
$\eta$	Viscosidade
$\rho$	Massa específica
$\tau$	Taxa de arrefecimento

## LISTA DE ABREVIATURAS

---

AA – *Aluminum Association*

CAD – *Computer Aided Design*

CAE – *Computer Aided Engineering*

CNC – Comando Numérico Computorizado

FA – Álcool furfurílico

FEUP – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

GFN – *Grain Finess Number*

GM – Granulometria Média

GU – Grau de Uniformidade

I&D – Investigação e Desenvolvimento

INEGI – Instituto de Ciência e Inovação em Engenharia Mecânica e Engenharia Industrial

LPC – *Low pressure casting*

LPDC – *Low Pressure Die Casting*

LPSC – *Low Pressure Sand Casting*

MDF – Método dos Elementos Finitos

MEF – Método das Diferenças Finitas

P.P.I – *Pore Per Inch*

PF - Fenol-formaldeído

PUA – *Phenolic Urethane Amine*

STL – *StereoLithography*

UF – Ureia-formaldeído



# 1 INTRODUÇÃO

---

## 1.1 Apresentação das empresas

### **Instituto de Ciência e Inovação em Engenharia Mecânica e Engenharia Industrial (INEGI)**

O INEGI é uma instituição de interface entre a Universidade e a Indústria, vocacionada para a realização de Atividade de Inovação e Transferência de Tecnologia orientada para o tecido industrial. Nasceu em 1986 no seio do Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial (DEMEGI) da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP). Mantém ainda hoje essa ligação privilegiada à FEUP, que constitui uma relevante fonte de conhecimento e competências científicas.

Ao longo dos seus mais de 28 anos de existência desenvolveu e consolidou uma posição de parceiro da indústria em projetos de I&D, sendo que presentemente cerca de 54% da sua atividade resulta de projetos com empresas. Com a figura jurídica de Associação Privada sem Fins Lucrativos e com estatuto de «Utilidade Pública», assume-se como um agente com responsabilidade no desenvolvimento do tecido económico e social nacional, contribuindo para o desenvolvimento e consolidação de um modelo competitivo baseado no conhecimento, densidade tecnológica dos produtos e processos e na inovação de base tecnológica.

Sendo uma instituição de referência a nível nacional, e um elemento relevante do Sistema Científico e Tecnológico Europeu, a missão do INEGI assenta na contribuição para o aumento da competitividade da indústria nacional através da investigação e desenvolvimento, transferência de tecnologia e formação nas áreas de conceção de projeto, materiais, produção, energia, gestão industrial e ambiente.

O INEGI possui um vasto conjunto de meios para suportar a sua atividade, nomeadamente laboratórios destinados à realização de trabalho experimental, oficinas para desenvolvimento de componentes e pré-séries, e um vasto conjunto de ferramentas informáticas de suporte ao trabalho de engenharia, como ferramentas CAD 3D (*Computer Aided Design*), CAE (*Computer Aided Engineering*), ferramentas de simulação estrutural, ABAQUS, simulação de processos de fundição, conformação plástica, entre outros.

A política de qualidade do INEGI assenta em promover a melhoria contínua do desempenho da Organização na concretização dos seus objetivos estratégicos e operacionais, procurando permanentemente elevar o nível de satisfação de todas as partes interessadas, assumindo o Sistema de Gestão de Qualidade como um instrumento essencial a esse desiderato [1], [2].

### **FIRMAGO, S.A.**

Fundada em 1969 por Firmino Martins Gomes, Firmago S.A. produz componentes em Alumínio pelo processo de vazamento por gravidade em moldações de areia ou moldações metálicas.

A sua vasta experiência associada ao uso de tecnologias inovadoras e atuais, permite à Firmago S.A. assegurar a mais elevada qualidade nos seus produtos. O compromisso da empresa para com os seus clientes e parceiros foi, desde o início, uma ampla relação comercial, sustentada pelo desenvolvimento e melhorias contínuos, e um olhar atento das suas necessidades.

A sua visão flexível e abrangente permite à Firmago deter de há muitos anos clientes das mais diversas áreas da indústria, como sendo: elétrica (média e alta tensão), automóvel, ferroviária, robótica, mecânica, petrolífera, química e mineira, entre outras. Os produtos produzidos pela Firmago equipam sistemas desenvolvidos e vendidos por empresas com a Siemens, TE, ALSTOM, ABB, SEVES, MR, entre outras. A Firmago exporta mais de 85% da sua produção, para mercados da mais alta exigência, como Alemanha, França, Suécia, Áustria, Republica Checa, Holanda, Bélgica e Estados Unidos.

A Firmago arrancou em 2006 uma nova unidade industrial e emprega mais de 100 colaboradores. Esta nova unidade concilia as mais modernas tecnologias com a qualidade das instalações, oferecendo garantias de grande viabilidade e de um suporte claro indispensável para o sucesso dos seus parceiros [3], [4].

## **1.2 Motivação**

Esta dissertação surge de uma parceria entre o INEGI e a Firmago, S.A., na procura de soluções alternativas ao processo de fundição por gravidade existente na empresa, e consiste no desenvolvimento do processo de fundição por baixa pressão em areia de ligas de alumínio, no sentido de obter fundidos de maior exigência técnica, difíceis de ser materializados segundo os processos convencionais.

O principal objetivo desta dissertação é portanto o desenvolvimento de uma moldação em areia “verde” para a utilização do processo de baixa pressão, para a obtenção de uma peça na liga de alumínio com a designação AlSi7Mg0,3. A par deste objetivo, surge um outro que se resume a reunir todas as condições necessárias à implementação do processo nos equipamentos atualmente disponíveis na empresa.

Para o sucesso dos objetivos expostos, este trabalho contou com a preciosa cooperação de uma vasta equipa de colaboradores de I&D do INEGI.

### 1.3 Organização e Temas Abordados no Presente Relatório

Considerando os principais objetivos, esta dissertação encontra-se dividida em seis capítulos.

Seguido do capítulo introdutório, no qual são apresentadas as empresas envolvidas neste projeto e principais motivações para a realização do mesmo, o Capítulo 2 apresenta toda a informação necessária à correta compreensão do processo de fundição por baixa pressão em areia de ligas de alumínio. A revisão bibliográfica inclui uma descrição detalhada das etapas do processo de baixa pressão, principais pontos fortes do mesmo, e ainda do processo *Cosworth*, ou baixa pressão em areia, no sentido de explorar todas as potencialidades da baixa pressão em areia.

No Capítulo 2 são investigados quais os principais materiais que compõem as moldações não permanentes, come especial enfase nas moldações em “Areia Verde”, sendo detalhadas as principais propriedades requeridas a este tipo de moldações, ensaios mais comuns, e ainda técnicas e equipamentos utilizados no fabrico das moldações e machos.

O Capítulo 2 inclui ainda informação referente a generalidade das propriedades do alumínio, sendo caracterizada com detalhe a liga utilizada, e feita uma pequena referência às problemáticas do hidrogénio na liga e da oxidação.

Face à necessidade do projeto de uma moldação, o Capítulo 2 compreende informação sobre sistemas de alimentação e gitagem, bem como do processo de enchimento e solidificação geralmente associado ao processo de baixa pressão.

Finalmente, o Capítulo 2 fecha com uma breve referência a simulação numérica aplicada aos processos de fundição.

O Capítulo 3 trata sobretudo do projeto de uma moldação em areia “verde” para obtenção de uma peça numa liga de alumínio. Como tal, serão apresentados diversos *layouts*, sendo ainda apresentada toda a metodologia que conduziu à obtenção dos mesmos. É também efetuada uma avaliação do processo de fundição por gravidade atualmente presente na empresa, que serve de ponto de partida ao desenvolvimento dos diversos conceitos explorados. Ainda no presente capítulo são apresentados e discutidos os resultados conseguidos através da simulação numérica e que sustentam os diversos conceitos.

No Capítulo 4 é efetuada a discussão dos resultados obtidos por cada um dos *layouts* apresentados, sendo realizada uma síntese comparativa entre estes, bem como uma comparação com o processo convencional de fundição por gravidade, como especial foco nas vantagens económicas e competitivas que este novo processo permite.

Finalmente, no Capítulo 5 são apresentadas as principais conclusões sobre os temas abordados e trabalho realizado. Adicionalmente, no Capítulo 6 são indicadas algumas considerações e sugestões de trabalhos futuros.





## 2 ESTADO DA ARTE

---

### 2.1 Introdução

A tecnologia de fundição há muito que se destaca como um processo produtivo de grande flexibilidade, uma vez que permite a produção de componentes com formas geométricas complexas, de qualquer dimensão e em qualquer metal ou liga [5].

As ligas de alumínio são das ligas mais versáteis usadas em fundição e apresentam características como, a boa fluidez, baixo ponto de fusão, baixa densidade, elevada condutividade térmica, baixa inércia química e bom acabamento superficial, que se traduzem como vantagens adicionais [6].

A indústria aeronáutica e a automóvel, pela sua especificidade, têm vindo a fazer uso de cada vez mais componentes em ligas de alumínio, especialmente com vista à redução de peso. As boas propriedades mecânicas de algumas ligas de alumínio, capazes de competir com as encontradas nos aços, associadas às características de plasticidade, elevada resistência à corrosão e fácil reciclagem, levam a um crescente aumento de peças vazadas. A par desta tendência, também a constante evolução tecnológica destas indústrias leva a um aumento da complexidade dos componentes requeridos, bem como da qualidade exigida, impulsionando assim a introdução e desenvolvimento de novos processos de produção [7].

Um dos processos que surgiu para dar resposta a essa maior exigência técnica é o de fundição por baixa pressão (*low pressure casting*) - (*LPC*). Apesar da primeira patente datar de 1910 (em Inglaterra), este processo continua a ser atual e amplamente utilizado. Este processo surgiu para dar resposta a alguns dos problemas que surgem na fundição por gravidade, uma vez que permite um controlo mais fino de alguns dos parâmetros da fundição [8].

O processo de baixa pressão habitualmente surge associado ao uso de moldações permanentes, processo denominado em inglês por *low pressure die casting (LPDC)*. Contudo, este processo pode utilizar moldações não permanentes ou moldações em areia, sendo designado em inglês por *low pressure sand casting (LPSC)*.

Atualmente, o processo de *LPSC* é utilizado para o fabrico de componentes em alumínio para a indústria automóvel com uma grande complexidade geométrica e com elevada exigência do ponto de vista mecânico, como por exemplo blocos de motor ou subcomponentes do chassi de um automóvel [9], [10].

## 2.2 Processo de fundição por baixa pressão

### 2.2.1 Introdução

O processo de baixa pressão é um processo de fundição no qual as peças são cheias no sentido ascendente, contrariamente ao que acontece na fundição por gravidade. Neste processo um gito tubular de enchimento estende-se desde o molde até ao banho de metal líquido, sendo que o enchimento da peça é conseguido por pressurização da câmara que contém o metal, com uma pressão baixa, na ordem dos 0,3 a 0,5 bar.

Através deste processo é possível um controlo muito preciso das velocidades de enchimento, permitindo um escoamento laminar do fluído, que minimiza significativamente a formação de óxidos e inclusões. De facto, o controlo mais fino dos parâmetros de enchimento e solidificação, associado à captação do metal no meio do cadinho sem óxidos decantados ou em suspensão, permite que se obtenham peças de qualidade muito superior às conseguidas pelo processo convencional de fundição por gravidade [11], [12].

Na Figura 1 é apresentado um esquema ilustrativo do processo convencional de baixa pressão.

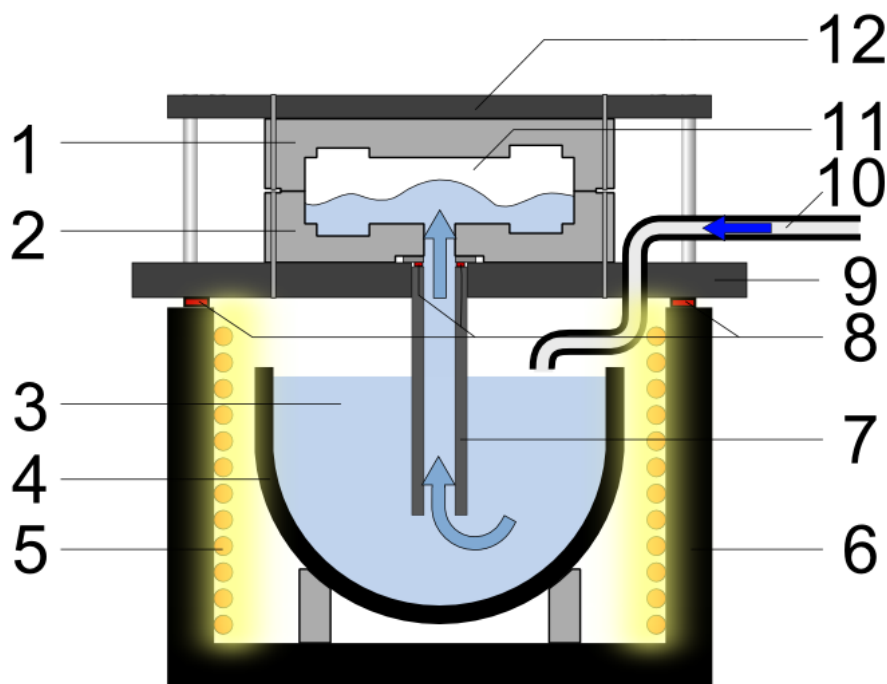


Figura 1 - Representação esquemática do processo de baixa pressão; 1) meio molde superior; 2) meio molde inferior; 3) metal líquido; 4) cadinho; 5) resistência elétrica; 6) forno pressurizado; 7) tubo de enchimento; 8) vedantes; 9) tampa do forno; 10) tubo de pressurização; [13].

### 2.2.2 Descrição do processo

Na fundição por baixa pressão com recursos a moldação permanente (coquilha), o processo de vazamento inicia-se com a pressurização da câmara do forno que contém o cadinho. Um tubo de enchimento liga o forno à coquilha, permitindo a subida do metal líquido aquando da aplicação da pressão na câmara do forno. Com um ligeiro aumento de pressão, o metal líquido enche a cavidade da coquilha, originando a forma da peça a produzir. Esta pressurização é mantida até que ocorra a solidificação da peça, geralmente num período de minutos devido à elevada capacidade de transferência de calor da moldação metálica. Após solidificação da peça, a pressão exercida no banho metálico é reduzida, permitindo que o excesso de metal líquido presente no tudo de enchimento volte ao cadinho. O ciclo completa-se com a abertura da moldação e extração do fundido [14].

A principal especificidade do processo de baixa pressão é a capacidade de controlo do processo de enchimento, e assim desta forma importa caracterizar com detalhe de que forma é normalmente realizado o enchimento das peças.

O processo de enchimento na baixa pressão pode ser dividido em três fases [14], [15]:

#### 1º Fase

Na primeira fase é necessário fazer subir o metal líquido pelo tubo de enchimento. A pressão ( $p$ ) requerida nesta fase é relativamente fácil de calcular pela aplicação da lei de Pascal, enunciada na Equação (1), onde  $\rho$  representa a massa específica do metal líquido e  $H$  é a diferença de altura entre a superfície do banho metálico e o topo do tubo de enchimento.

$$p = \rho \cdot H \quad (1)$$

É no entanto de salientar que apesar de se tratar de um cálculo relativamente simples, o valor de  $H$  varia à medida que o metal vai sendo utilizado, sendo por isso necessário proceder a pequenos ajustes de pressão para garantir que o metal atinge sempre a mesma altura no tubo de enchimento.

Para além de ser necessário conhecer a pressão requerida para a subida do metal, é igualmente importante conhecer a velocidade com que essa subida é realizada. O princípio geralmente utilizado é que a velocidade deve ser a maior possível mas sem que se atinja um escoamento turbulento.

Para que o escoamento no interior de um tubo permaneça laminar o valor do número de Reynolds,  $Re$ , tem de ser inferior a 2100, podendo ser calculado pela Equação (2), na qual  $D_i$  é o diâmetro do tubo de enchimento (cm),  $V$  a velocidade de subida do metal (cm/s) e,  $\eta$  a viscosidade do metal líquido (g/cm·s).

$$Re = \frac{D_i \cdot V \cdot \rho}{\eta} \quad (2)$$

Contudo, esta premissa não está totalmente correta, na medida em que estes valores de Reynolds são válidos para um escoamento paralelo ao tubo, o que não acontece no processo de baixa pressão. Desta forma, experimentalmente foi definido que o valor máximo de Reynolds admissível é de 21000, atingindo-se velocidades de subida da ordem dos 10 cm/s [14].

## **2º Fase**

Na segunda fase é necessário aumentar a pressão para fazer com que o metal entre na cavidade. Esta fase de enchimento é mais complexa, na medida em que é necessário garantir que é feito um enchimento da peça pela sequência mais favorável, a uma velocidade que garanta produtividade mas que não cause um enchimento com turbulência e consequentes problemas de oxidação e ar colapsado. Ao contrário do que acontece na primeira fase, o cálculo da pressão necessária para o correto enchimento não é simples e depende em grande parte da geometria da peça. De facto, é necessário que se adapte a velocidade e consequentemente a pressão a cada secção da peça para que o enchimento seja realizado de uma forma controlada, e o mais constante possível.

Nesta fase, as ferramentas de simulação assumem-se com uma ferramenta poderosa para previsão do padrão do fluxo de enchimento, e desta forma auxiliarem na correta definição dos parâmetros de enchimento [14].

## **3º Fase**

No processo de baixa pressão em coquilha, por vezes, existe uma terceira fase, na qual é realizada um aumento de pressão para valores próximos de 1 bar por forma a reduzir alguma microporosidade que possa existir [12]. Para que seja possível aplicar este valor de pressão é necessário que a moldação não possua por exemplo alimentadores atmosféricos, sob pena de o metal sair pelas aberturas dos mesmos.

### **2.2.3 Vantagens e desvantagens do processo**

Os processos de baixa pressão apresentam determinadas vantagens ou desvantagens face aos processos convencionais de fundição por gravidade:

Vantagens [16]:

- Projeto dos sistemas de gitagem e alimentação simplificado;
- Elevado rendimento do processo devido à redução de volume dos sistemas de gitagem e alimentação, sendo exequíveis valores de rendimento de metal da ordem dos 80-95%, comparativamente a valores de 50-75% para fundição por gravidade;
- Menor necessidade de operações de acabamento devido à simplificação dos sistemas de gitagem e alimentação;
- Facilidade de automatização do processo permitindo a obtenção de peças de grande dimensão;
- O banho metálico encontra-se dentro de uma câmara fechada protegida por uma atmosfera protetora, como por exemplo gás de N<sub>2</sub>, absorvendo menos hidrogénio e outras impurezas, bem como minimizando a formação de óxidos;

- O enchimento laminar da peça evita o aprisionamento de óxidos e inclusões de ar;
- A manutenção da pressão durante o processo de solidificação, bem como a solidificação direcional conseguida pelo processo, permitem um bom enchimento das peças;
- Permite a obtenção de peças com espessuras finas;

Desvantagens [12]:

- Processo não aconselhável a pequenas séries ou pré-séries devido ao custo elevado dos equipamentos e ferramentas necessárias;
- Cadências de produção relativamente baixas, atingindo-se por vezes 15 minutos por ciclo no caso de peças muito complexas;
- O reenchimento do forno com metal é normalmente a maior fonte de inclusões responsáveis pelo aparecimento de porosidades finas nas peças;
- A queda do metal pelo tubo de enchimento origina uma camada de óxido na superfície do tubo, que pode separar-se deste contaminando o banho (a utilização de tubos e filtros cerâmicos reduz significativamente este problema);
- A queda repentina da massa fundida ao forno causa agitação do banho metálico, fazendo com que os óxidos e inclusões assentes no fundo do forno se dispersem pelo banho;
- A condução de calor pelo tubo de alimentação para o molde pode conduzir a problemas de solidificação prematura e baixa de produtividade;
- Pequenas fugas entre o tubo de enchimento e a moldação originam problemas graves de inclusões gasosas [17].

#### 2.2.4 Aplicações da tecnologia da baixa pressão em areia (LPSC).

A aplicação da tecnologia de baixa as moldações em areia “verde”, à semelhança do que se verifica no processo *Cosworth*, que pode ser analisado com mais detalhe na secção 2.3.3, propicia bons resultados, sendo capaz de replicar fundidos de excelente qualidade sobretudo para a indústria automóvel. Na Figura 2 é ilustrado um coletor de admissão de um automóvel de elevada performance, componente este de grande complexidade geométrica obtido através do processo de baixa pressão em areia [18].

Um outro exemplo da aplicabilidade do processo de baixa pressão na indústria automóvel são as cabeças de motor aplicadas no motor V10 de 5,7L que equipa o Porsche Carrera GT [19].

A baixa pressão em areia (LPSC) assume-se ainda como uma ferramenta de prototipagem importante para a obtenção de pré-séries de protótipos funcionais. De facto, segundo [20] com a referida tecnologia é possível obter em seis semanas peças com características mecânicas e espessuras semelhantes às obtidas pelo processo de baixa pressão em moldações metálicas (LPDC).

---

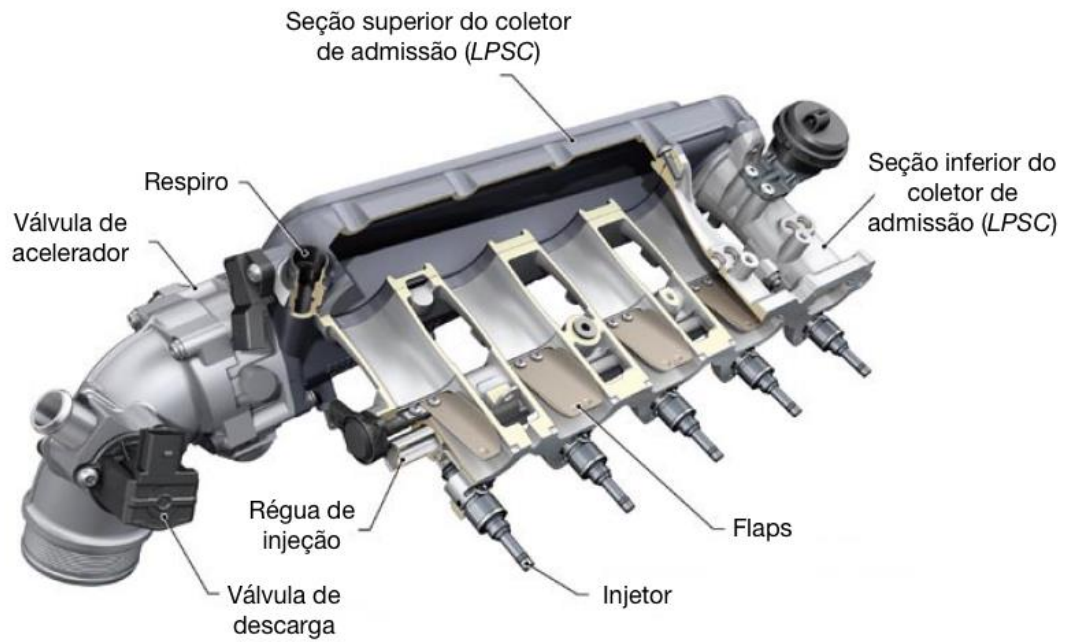


Figura 2 - Coletor de admissão do Audi TT RS produzido em *LPSC*, adaptado de [18].

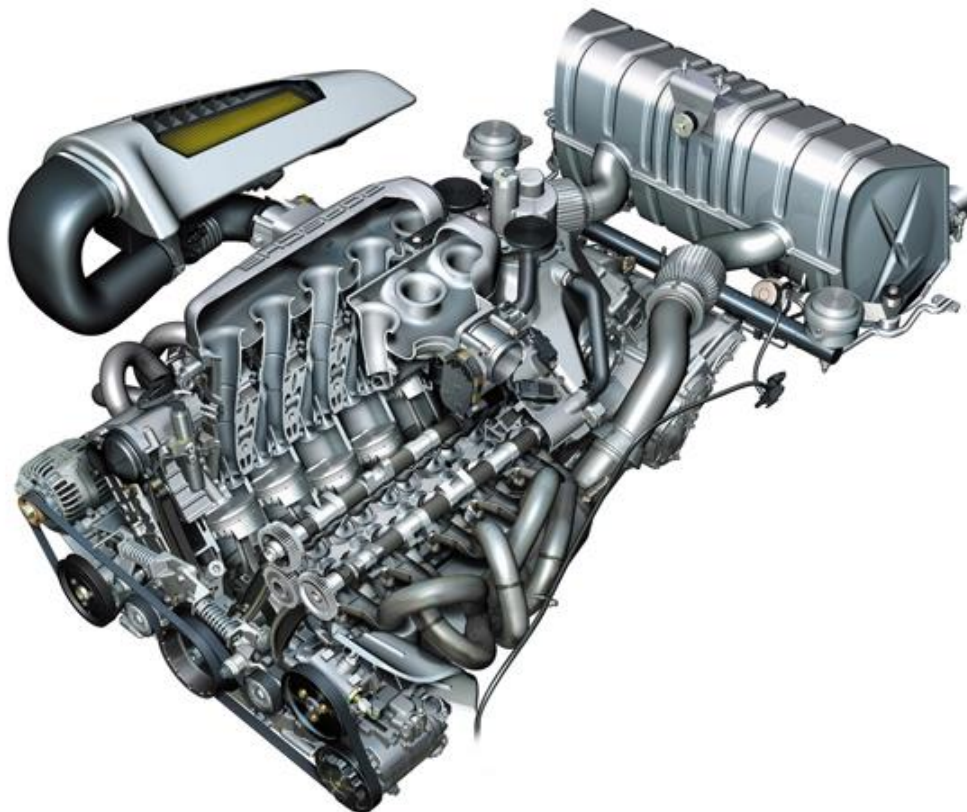


Figura 3 - Unidade motriz que equipa o Porsche Carrera GT [19].

## 2.3 Técnicas de vazamento e pós-vazamento

O processo de enchimento da cavidade da moldação é a etapa que propicia maior quantidade de defeitos nas peças fundidas. De facto, a maioria dos defeitos advém de problemas com o sistema de gitagem, sendo que é importante conhecer com detalhe algumas técnicas de vazamento e pós-vazamento que permitem minimizar a quantidade de defeitos associados ou melhorar a alimentação dos fundidos, que concorrem com a baixa pressão.

### 2.3.1 Processos de rotação da moldação durante enchimento

Existem alguns processos de vazamento, nos quais a moldação é rodada, geralmente de 180°. Esta técnica requer o projeto de um sistema de gitagem particular sob pena de se tornar uma técnica na qual o metal é apenas despejado para dentro da moldação sem um controlo efetivo do processo de enchimento. [12].

Um dos primeiros métodos a recorrer à técnica de rotação da moldação foi o método denominado *Invocast* desenvolvido por Butler em 1980. Neste método, primeiramente era realizado o enchimento de um reservatório que se encontrava ligado à cavidade da moldação, sendo posteriormente efetuada a rotação lenta do conjunto, levando à transferência do metal do reservatório para o interior da moldação, à medida que a rotação era realizada. A rotação lenta procurava assegurar um enchimento da peça num regime laminar por forma a evitar problemas de inclusões de óxidos e outros problemas associados a um enchimento turbulento [12].

Esta técnica permitia que após a rotação de 180° do conjunto, o sistema de gitagem já pré-aquecido pela passagem de metal servisse de sistema de alimentação, o que se traduz numa melhor distribuição de temperaturas, minimizando eventuais problemas de convecção e defeitos associados [12].

Um outro processo que recorre a técnica de rotação da moldação é o processo patenteado *Rotacast*, desenvolvido pela empresa *Hydro Aluminium Mandl & Berger GmbH* na Áustria, utilizado inicialmente para o fabrico de cabeças de motor em alumínio. Neste processo, uma concha metálica é inicialmente cheia com metal líquido, sendo o conjunto rodado ao longo do seu eixo longitudinal [12], [21].

No processo *Rotacast* o reservatório e a cavidade encontram-se dentro de um sistema pressurizado, permitindo um controlo mais fino do processo de enchimento, em tudo equivalente ao processo convencional da baixa pressão. A utilização de uma pressão de compactação na fase final de solidificação visa reduzir o tamanho dos alimentadores. Contudo, este processo requer um controlo apertado do valor de pressão utilizado, bem como do tempo de cada estágio, por forma a evitar a penetração do metal líquido nos núcleos em areia [12], [21].

Este processo é especialmente importante para a produção de peças de grande dimensão e complexidade como por exemplo uma cabeça de motor de alto rendimento, ilustrada na Figura 4.



Figura 4 - Cabeça do motor LS9 produzida pela General Motors segundo o método *Rotacast* [22].

### 2.3.2 Processos de rotação da moldação depois do enchimento

Existem alguns processos de fundição que recorrem a rotação da moldação após vazamento. Contrariamente ao que acontecia nos processos anteriormente mencionados, neste tipo de processo as principais variáveis do processo centram-se no processo de solidificação e não no processo de enchimento. De facto, é apenas após o enchimento total da cavidade da moldação que se efetua a rotação da mesma, geralmente de 180°. Desta forma, e como já acontecia nos processos anteriormente descritos, os canais de gitagem irão funcionar como alimentadores, sendo que o seu pré-aquecimento favorece uma melhor distribuição de temperaturas e consequentemente obtêm-se uma melhor alimentação do fundido [12].

Um dos primeiros investigadores a fazer referência a este tipo de técnica foi Batty em 1935. A peça a ser fundida era um cilindro de grande dimensão que inicialmente foi vazado sob a forma convencional por gravidade. Assim, como a distribuição convencional de temperaturas no processo de gravidade favorece menores temperaturas do topo da peça, os alimentadores encontravam-se frios para desempenhar corretamente a sua função. A solução passou por rodar a peça de 180° após o enchimento, o que resultou nas vantagens que já anteriormente foram descritas [12].

Na Figura 5 é possível constatar que os alimentadores se encontram na parte inferior da peça e que numa primeira fase, durante o enchimento, funcionam como canais de enchimento da peça.



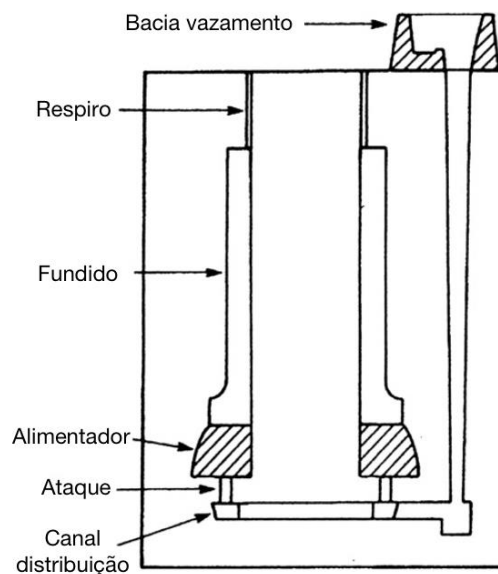


Figura 5 - Diagrama do sistema de giteamento e alimentação utilizado por Batty, adaptado de [12].

O princípio de rotação da moldação, quando usado de forma adequada, quer como processo de vazamento ou pós enchimento, demonstra ser uma solução poderosa para alguns dos problemas de enchimento de alimentação dos fundidos.

### 2.3.3 Processo *Cosworth*

O processo *Cosworth*, desenvolvido em 1978, pela empresa Cosworth Engineering, é um processo de moldação em areia de alta precisão, com vazamento por contra gravidade de ligas de alumínio de primeira qualidade, inicialmente utilizado para o fabrico de motores de Fórmula 1 [5].

Foi o primeiro processo a recorrer ao uso de uma bomba eletromagnética para realizar o enchimento. A utilização deste tipo de bomba, sem partes móveis, associada a uma pesca de metal a meio do reservatório, permite deslocar o metal com um mínimo de turbulência e da melhor qualidade, já que grande parte das impurezas se encontram depositadas na parte inferior do reservatório. De facto, o reservatório de grande dimensão assegura metal suficiente para várias horas de produção, permitindo que os filmes de óxido flutuem à superfície ou assentem no fundo do reservatório. O reservatório encontra-se ainda fechado e sobre uma atmosfera inerte continuamente desgaseificada com um fluxo de gás de argon [12], [23]–[26].

Através da regulação do caudal debitado pela bomba é possível traçar um perfil de enchimento, tendo em conta a geometria da peça, por forma a assegurar que a frente de metal avança a uma velocidade praticamente constante [27]. De facto, a estagnação da frente de metal pode originar um aumento considerável de espessura dos filmes de óxidos presentes na superfície do molde, dificultando o enchimento da peça [17].

Numa primeira fase foram utilizadas moldações e machos em areia de zircão, por esta possuir melhores propriedades de expansão térmica, como irá ser abordado em mais detalhe na secção 2.4.9. Mais tarde conseguiram-se bons resultados recorrendo a moldações em areia “verde” de sílica [12].

Na primeira variante do processo, ilustrada na Figura 6, o metal era simplesmente aspirado por uma bomba eletromagnética e conduzido diretamente para a moldação. Contudo, a cadência deste processo era muito baixa, uma vez que a baixa condutibilidade da moldação em areia conduzia a tempos de solidificação muito elevados e a moldação tinha que permanecer ligada a bomba até terminar a solidificação. Para além do problema de baixa cadência, com este método de enchimento, o metal mais frio encontra-se no topo da moldação o que pode conduzir a alguns problemas [12], [23]–[25].

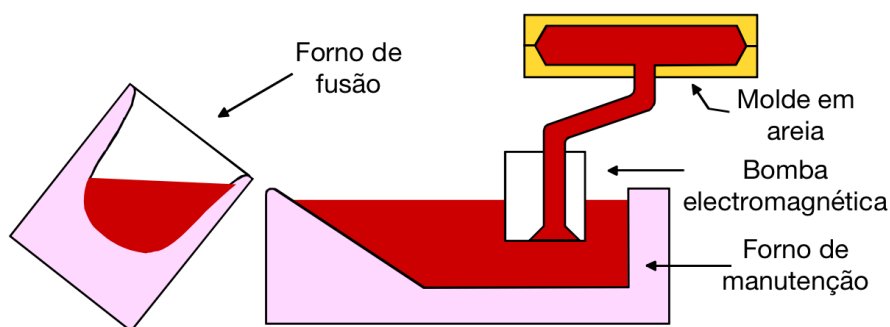


Figura 6 - Diagrama esquemático da primeira variante do processo *Cosworth*, adaptado de [23].

Por forma a resolver os problemas enunciados anteriormente, foi desenvolvida uma segunda versão do processo, ilustrada na Figura 7, na qual o metal é introduzido através da parede lateral da moldação, que é posteriormente rodada 180°, separando-se do sistema de enchimento. Com esta rotação, a abertura da moldação fica virada para cima, não permitindo a saída do metal, mesmo quando no estado líquido. Assim, é possível separar a moldação do sistema de enchimento, antes que ocorra a solidificação total da peça, aumentando a taxa de produção de um fundido a cada 4 minutos para um fundida a cada 45 segundos.

Este método permite ainda que após rotação o metal mais quente fique no topo da moldação, e que os canais de enchimento, já pré-aquecidos pela passagem de metal, atuem como alimentadores, levando a que seja dispensado o uso de alimentadores adicionais. [12], [23]–[26].

Durante a rotação da moldação a pressão metalostática pode não ser suficiente para evitar o colapso dos núcleos por expansão de gases nos mesmos. Como tal, é importante que seja mantida a pressão na cavidade durante a rotação [12].

Para evitar que a bomba aspire algum tipo de óxido é utilizado um filtro de espuma cerâmico no bocal de aspiração da bomba. Para além da função de filtragem este tipo de filtros auxilia no enchimento sem turbulência [24].

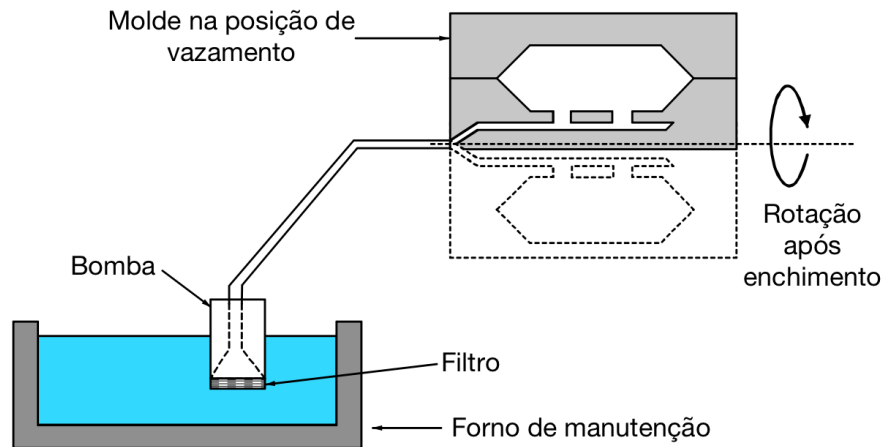


Figura 7 - Diagrama esquemático da segunda variante do processo Cosworth, designada de Mark II, adaptado de [24].

### 2.3.3.1 Capacidades e limitações do processo

Segundo [5] o processo *Cosworth* apresenta as seguintes características técnicas:

- **Gama de ligas metálicas** – O processo foi desenvolvido para ligas de alumínio mas pode ser utilizado com qualquer liga ferrosa ou não ferrosa;
- **Gama de dimensões das peças** – As peças vazadas por este processo podem ir desde os 0,2 a 55 kg;
- **Capacidade de obtenção de espessuras mínimas** – A baixa condutibilidade térmica das moldações em areia traduz-se numa desvantagem para obtenção de espessuras finas, tendo sido obtidas secções da ordem dos 2,5 mm em peças de 200 mm. Contudo, o valor de 4 mm é o mais usual neste processo.
- **Furos obtidos por vazamento** – É possível obter-se furos com 6 mm de diâmetro;
- **Acabamento superficial** – A qualidade de acabamento de superfície conseguida com este processo é superior à dos processos convencionais que recorrem a moldações em areia. Os valores típicos para a rugosidade da superfície variam entre os 3 a 6  $\mu\text{m}$ .
- **Precisão dimensional** – a precisão dimensional exequível com este processo pode chegar a valores de  $\pm 0,15$  mm.

### 2.3.4 Processo de baixa pressão em areia (LPSC)

À semelhança dos processos anteriormente descritos, também no processo de baixa pressão em areia é possível efetuar a rotação da moldação após vazamento. O vazamento é normalmente efetuado com a moldação ao alto, na vertical, sendo posteriormente a moldação rodada de 90° ou 180°. Assim é possível efetuar o vazamento controlado segundo uma determinada direção na peça e efetuar a solidificação da mesma numa posição mais favorável. A melhor distribuição de temperatura assegurada por esta técnica é especialmente interessante aquando na presença de peças de grande dimensão que necessitem de ser vazadas ao alto, que num vazamento convencional apresentariam uma grande diferença térmica entre a zona superior e inferior.

## 2.4 Processo de fundição com moldação em areia

### 2.4.1 Introdução

A versatilidade associada à fundição é conseguida por um diferente número de processos, cada um com as suas vantagens e características específicas. A escolha do melhor processo requer uma familiarização das várias opções e capacidades de cada um, bem como a compreensão das necessidades do produto a produzir.

Uma classificação possível para os processos de fundição centra-se no tipo de moldação e modelo utilizados, dando origem a três grandes grupos [5]:

- Processos com moldação perdida e modelo permanente;
- Processos com moldação e modelo perdidos;
- Processos com moldação permanente;

O processo de fundição com moldação em areia é um processo que se enquadra nos processos de moldação perdida e modelo permanente, uma vez que terminado o processo de solidificação é necessário partir a moldação para retirar a peça vazada. Cada ciclo de obtenção de uma peça obriga a produção de uma nova moldação com base num modelo, este sim, considerado permanente.

O processo para a obtenção da moldação em areia pode ainda ser dividido de acordo com o tipo de ligante usado na areia, resultando em duas categorias:

- Areias naturalmente ligadas;
- Areias sintéticas.

As areias naturalmente ligadas resultam de depósitos naturais que já contém uma quantidade satisfatória de ligante, normalmente argilas. As areias sintéticas contém pouco ou nenhum ligante, sendo a aglomeração conseguida outros processos, como por exemplo a cura de uma resina ou a compactação de uma areia com argila.

A fundição com moldação em areia é um processo de fundição que permite uma enorme flexibilidade, quer ao nível do tamanho das peças a fundir, como também relativamente ao seu formato e qualidade exigida. De facto, é possível obter peças de geometria simples como pequenas válvulas ou peças extremamente complexas como blocos de motor, Figura 8 [5], [28], [29].



Figura 8 - Bloco um motor V8 obtido por *LPSC* [30].

## 2.4.2 Areia Verde

### 2.4.2.1 Introdução

O processo de moldação por areia “verde” é um processo de moldação não permanente onde a moldação, ou cavidade, onde o metal vai ser vazado é constituída por uma mistura de areia, argila (bentonite) e água. Para aplicações mais particulares recorre-se a aditivos para melhorar propriedades específicas.

O termo “verde” advém do facto de a mistura não ser curada, ou seca, resultando num mistura de areia facilmente moldável, mas com menores propriedades de resistência, quando comparada com areias que sofrem um processo de cura.

Este processo é usado para o vazamento de peças de pequena e média dimensão, e é um processo vantajoso quer para pequenas ou grandes cadências, devido ao baixo custo associado ao processo, e à fácil automatização do processo de obtenção de moldações.

Este processo destaca-se também pela facilidade de regeneração da mistura de areia e por ser um processo com pouco impacto ambiental [6], [28].

### 2.4.2.2 Descrição do processo

O processo inicia-se com um modelo que é uma réplica da peça a fundir mas ligeiramente maior para compensar a contração tridimensional aquando da solidificação. Esta réplica da peça é constituída por duas meias partes, o meio molde superior e inferior, que são depois montadas numa placa que representa a superfície de apartação. O conjunto de um meio molde e respetiva placa designa-se placa molde, e encontra-se representado na Figura 9. É acrescentado ainda um modelo do sistema de gitagem e alimentação, que inclui um canal de descida, canais de distribuição, ataques e alimentadores. Estas réplicas podem ser feitas de madeira, plástico, resinas ou metal de acordo com as séries de peças a produzir.

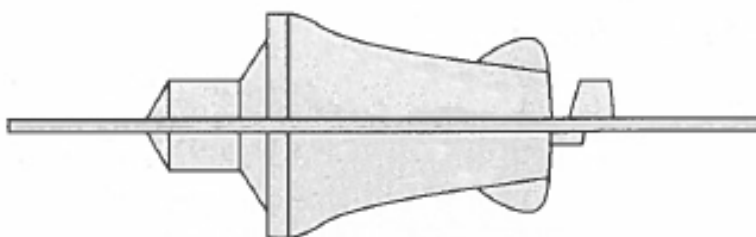


Figura 9 - Exemplo de uma placa molde [6].

É colocada uma caixa à volta do conjunto ou placa molde, que é posteriormente cheia com areia. Depois de a caixa estar toda preenchida com areia é aplicada uma pressão para compactar a areia (Figura 10).

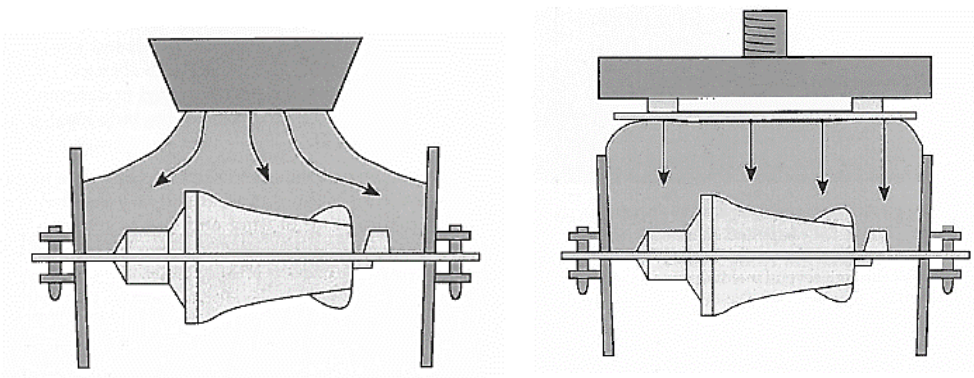


Figura 10 - Colocação da areia e posterior compactação [6].

Após o processo de compactação, a mistura de areia verde possui resistência suficiente para preservar a forma do modelo e para ser manipulada. Este processo é realizado duas vezes, formando a meia moldação superior e inferior.

Para a produção das cavidades do interior na peça é necessário a utilização de machos, que são produzidos recorrendo a duas meias caixas de machos, num processo em tudo equivalente ao anteriormente descrito, sendo que a principal diferença se resume ao tipo de areia utilizada que é mais resistente e consequentemente mais cara. Por vezes para um correto posicionamento do macho na moldação recorre-se a pequenas cavidades na moldação, designadas por prensos ou imprensos, onde o macho irá encaixar. Como tal, é também necessário que o macho possua pequenas saliências também designadas por prensos ou imprensos.

Depois de finalizadas as duas meias moldações em areia, são retiradas as placas moldes, e colocados os machos no interior dos dois blocos de areia, formando uma cavidade ou negativo da peça, onde vai ser vazada a liga (Figura 11).

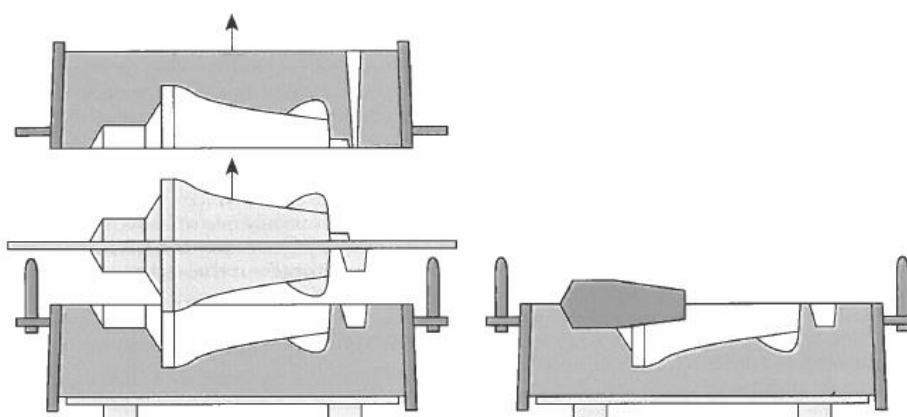


Figura 11 - Processo de remoção do modelo e colocação de um macho [6].

As meias moldações são geralmente colocadas dentro de caixilhos metálicos para facilitar o seu manuseamento, sendo o seu correto posicionamento assegurado por pinos guias e casquilhos com tolerâncias apertadas. São ainda colocados grampos



para assegurar que o conjunto aguenta a pressão metalostática e as forças de impulsão causadas pelo metal líquido.

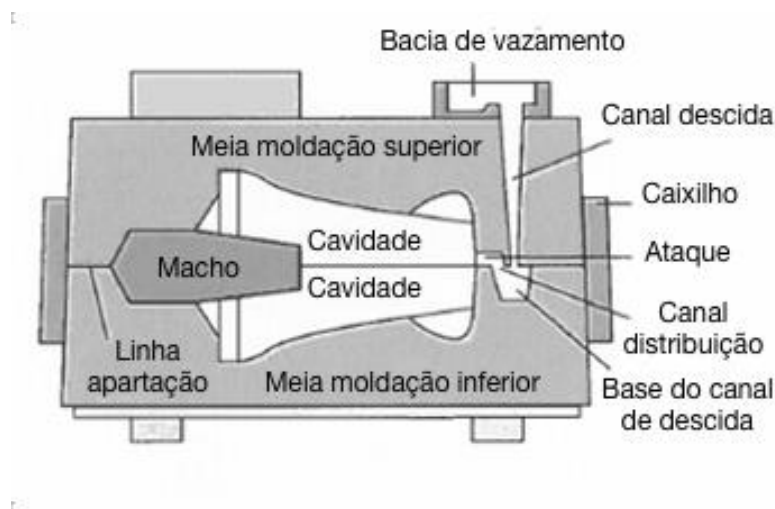


Figura 12 - Exemplo de uma moldação pronta a vaziar [6].

Depois de vazada a peça e solidificada abata-se a moldação para retirar a peça do seu interior. Procede-se de seguida às operações de acabamento como o corte dos gitos ou rebarbagem [5], [6], [31].

### 2.4.3 Propriedades da areia

As areias de fundição, ou simplesmente areia, são pequenas partículas de material refratário produzidas pela desagregação de rocha cristalina por ação dos agentes atmosféricos. O tamanho, forma e distribuição dos grãos da areia são uma consequência dos agentes envolvidos aquando da sua formação.

As areias de sílica (quartzite), formadas pela decomposição do granito, são as que frequentemente são utilizadas na fundição. Como já referido anteriormente, as areias de fundição podem ser classificadas segundo duas categorias: naturalmente ligadas ou areias sintéticas.

As areias naturalmente ligadas resultam de depósitos naturais onde ocorreu também a sedimentação do ligante, como sendo por exemplo a argila no processo de moldação em areia verde.

As areias sintéticas são compostas por vários tipos de grãos de areia, nos quais são acrescentados os agentes ligantes para obter as propriedades desejadas. A principal base deste tipo de areias é a areia de sílica, mas também podem ser utilizadas areias de zircónia, olivina ou cromite, sendo que estas últimas são utilizadas em aplicações específicas [5], [29].

Apesar de existirem vários tipos de areia que podem ser utilizadas em fundição, existem certas propriedades das moldações que devem ser transversais a todas, como sendo [5], [29]:

- Estabilidade térmica, dimensional e química a temperaturas superiores à temperatura de fusão da liga a vaziar;
- Permitir a livre passagem dos gases formados pela evaporação da água e combustão dos ligantes, aditivos e outros compostos;
- Não apresentar reatividade química com o metal a fundir;
- Não apresentar uma molhabilidade fácil para com o metal a fundir, para evitar penetração do metal na moldação;
- Estar isenta de produtos com baixo ponto de fusão ou que gerem gases a elevadas temperaturas;
- As partículas devem possuir um tamanho e forma adequados, para garantir propriedades como a permeabilidade, densidade, dilatação e bom acabamento superficial;
- Possuir compatibilidade com os aglomerantes utilizados;
- Facilidade de compactação;
- Deve ser suficientemente coesa por forma a não permitir desagregação de partículas de areia aquando do vazamento;
- Facilidade de abate da moldação;
- Capacidade de ser regenerada.

#### 2.4.3.1 Tamanho de grão

O tamanho de grão é uma das propriedades que mais influencia a qualidade das peças fundidas, e é caracterizado pela granulometria, que nas areias de fundição pode variar entre os 10 e os 250 mesh [6].

A granulometria da areia é determinada por um teste denominado de análise granulométrica, e é definida pelo peso, em percentagem, da areia lavada e seca retida numa série de peneiros normalizados, que são agitados durante 15 minutos.

1. Uma amostra de areia é lavada, seca e pesada, passando depois por uma série de peneiros normalizados cada vez mais finos, que se encontram a vibrar durante 15 minutos.
2. A areia que fica em cada peneiro é pesada.
3. A percentagem de areia retida em cada peneiro é multiplicada por um fator característico de cada peneiro, de acordo com a Tabela 1
4. O índice granulométrico ( $f$ ) ou *AFS Grain Fineness Number (AFS-GFN)* é obtido pela soma dos diversos produtos obtidos em 3.

Na Tabela 1 é exemplificado um cálculo do índice granulométrico de uma amostra.



Tabela 1 - Exemplo de cálculo do índice granulométrico [6].

<i>Peneiro n.º:</i>	<i>Peso retido [g]</i>	<i>Porcentagem retida [%]</i>	<i>Multiplicador</i>	<i>Produto</i>
6	0,0	0,0	0,03	0,00
12	0,0	0,0	0,05	0,00
20	0,0	0,0	0,10	0,00
30	0,0	0,0	0,20	0,00
40	0,3	0,4	0,30	0,12
50	1,5	1,7	0,40	0,68
70	10,3	11,9	0,50	5,95
100	39,3	45,6	0,70	31,92
140	22,7	26,3	1,00	26,30
200	9,4	10,9	1,40	15,26
240	1,9	2,2	2,00	4,40
<i>Prato</i>	0,8	0,9	3,00	2,70
<i>Total</i>	86,2	99,9		f=87,33

O índice granulométrico é proporcional à área de superfície específica, e quanto maior o índice granulométrico mais fina é a areia, e maior será a sua superfície específica. Contudo, o índice granulométrico por si só não é representativo da qualidade da areia, na medida em que é possível obter duas amostras com o mesmo índice granulométrico e distribuições de tamanho de grão totalmente distintas como se pode constatar pela Tabela 2. Deste modo, importa também definir a distribuição da areia (*sand's distribution*), que é calculada contando o número de peneiros adjacentes que retêm 10% ou mais da areia. De acordo com a Tabela 2, a amostra A apresenta uma distribuição de 5 e a amostra B uma distribuição de 3 [6].

Tabela 2 - Teste de granulometria e distribuição de duas amostras de areia.

<i>Peneiro n.º:</i>	<i>Porcentagem retida [%]</i>	
	<i>Amostra A</i>	<i>Amostra B</i>
20	0,0	0,0
30	1,0	0,0
40	24,0	1,0
50	22,0	24,0
70	16,0	41,0
100	17,0	24,0
140	14,0	7,0
200	4,0	2,0
270	1,7	0,0
<i>Prato</i>	0,3	1,0
<i>Total</i>	100,0	100,0
<i>Índice granulométrico</i>	60,0	60,0
<i>Distribuição</i>	5	3

Outros dois índices de avaliação da granulometria da areia são a granulometria média (GM), definida como a abertura da malha pela qual passaria 50% da areia, e o grau de uniformidade (GU), definido pela diferença entre a percentagem de areia que passa pelo peneiro de malha 2/3 de GM e a percentagem de areia que passa pelo peneiro de 4/3 de GM [5]. Assim considerando o exemplo apresentado na Tabela 2 pode-se indicar que a amostra A e amostra B apresentam uma GM de valor 70. Relativamente ao GU a amostra A apresenta um GU de 65 e a amostra B de 89, o que mais uma vez indica que a amostra B apresenta uma melhor uniformidade apesar de os valores médios de grãos das duas amostras serem equivalentes.

No geral, o uso de areias com um índice granulométrico muito elevado apresentam baixa permeabilidade, e asseguram uma melhor qualidade superficial do fundido. A baixa permeabilidade pode-se manifestar em problemas no escape de gases.

Areias com um índice granulométrico muito baixo, ou seja, grosseiras e com uma distribuição mais uniforme caracterizam-se por uma elevada permeabilidade que pode originar penetração do metal na areia e baixa qualidade superficial do fundido.

O tamanho de grão influencia ainda as propriedades de resistência numa relação inversa entre a resistência e o tamanho de grão, isto é, areias de grão mais fino apresentam melhor resistência em verde, como aliás se pode constatar pela análise da Figura 13 [5], [6], [28].

Para a fundição de ligas de alumínio o uso de areias com uma distribuição mais ampla e graficamente representadas numa curva em forma de “sino” proporcionam melhores resultados [6].

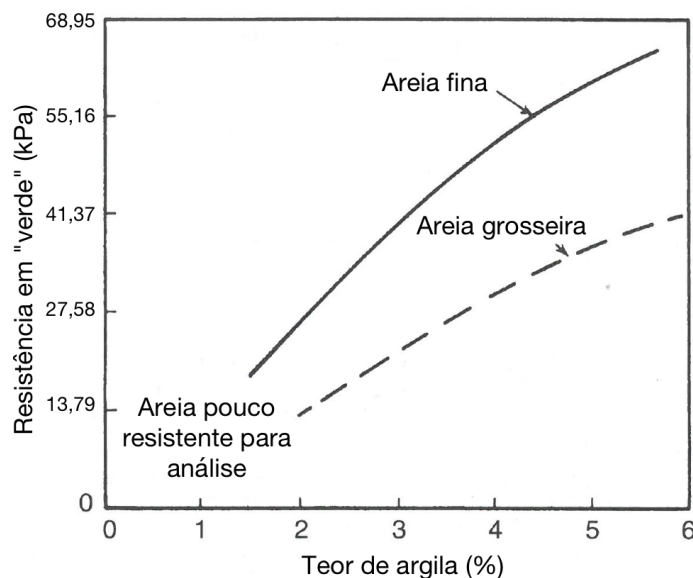


Figura 13 - Influência do tamanho de grão na resistência em "verde" da moldação, adaptada de [28].

### 2.4.3.2 Área da superfície do grão

No processo de moldação em areia verde, os grãos são ligados por um ligante natural, no caso a argila. A quantidade de ligante necessária, bem com a quantidade de água, está diretamente relacionada com a área da superfície dos grãos, que aumenta substancialmente com a diminuição da granulometria, como se pode constatar pela Tabela 3. Assim, areias de grão fino necessitam de mais ligante e água [6].

Tabela 3 - Influência do tamanho de grão na área da superfície [6].

<i>Tamanho de grão (n.º do peneiro)</i>	<i>Área da superfície [m<sup>2</sup>/kg]</i>
40	6,12
50	8,68
70	12,23
100	17,07
140	24,18
200	34,13

### 2.4.3.3 Forma do grão

Relativamente à forma do grão, as areias de fundição são definidas em termos de angularidade e esfericidade. Ao nível da angularidade, podem ser agrupadas em quatro categorias: arredondada, subangular, angular e composta. Em termos de esfericidade, os grãos podem ser de baixa, média ou alta esfericidade. Estes dois parâmetros são estimados numa análise microscópica e consequente comparação com uma tabela, como apresente a Figura 14.

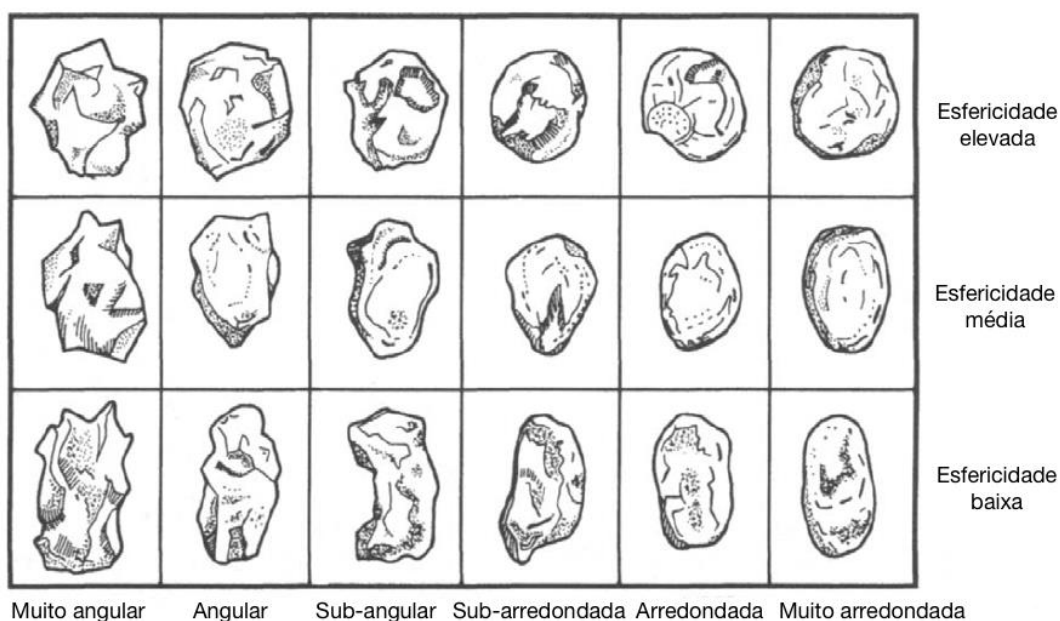


Figura 14 - Classificação da forma do grão segundo angularidade e esfericidade, adaptado de [25].

Os grãos de forma mais arredondada requerem menos quantidade de ligante e água comparativamente a grãos de outra forma e igual tamanho, por possuírem uma área de superfície menor. São também mais estáveis e mantêm o seu tamanho e forma durante mais ciclos de moldação.

Os grãos de forma mais angular têm tendência a um maior desgaste, sendo que a sua forma tende a ficar mais arredondada durante vários ciclos de moldação. Existe também uma maior dificuldade em cobrir grãos angulares muito finos.

Os grãos subangulares são em tudo idênticos aos grãos angulares mas com os cantos arredondados, exibindo propriedades intermédias entre as dos arredondados e angulares.

Os grãos compostos são pequenos conjuntos de grãos agrupados, que possuem grande fragilidade e por conseguinte devem ser evitados [6].

Na Figura 15 encontram-se ilustradas areias de quartzo com diferentes formas de grão, um grão subangular e um grão de forma arredondada, Figura 15 (a) e (b) respetivamente.



Figura 15 – Areia de quartzo (a) grão de forma subangular (b) grãos de forma arredondada [32].

Relativamente à facilidade de compactação, os grãos de forma mais angular oferecem mais resistência à compactação que os grãos de forma mais arredondada. Esta dificuldade de compactação traduz-se numa redução da resistência da moldação em “verde”, devido ao menor número de ligações entre os grãos, como se pode corroborar pela análise da Figura 16.

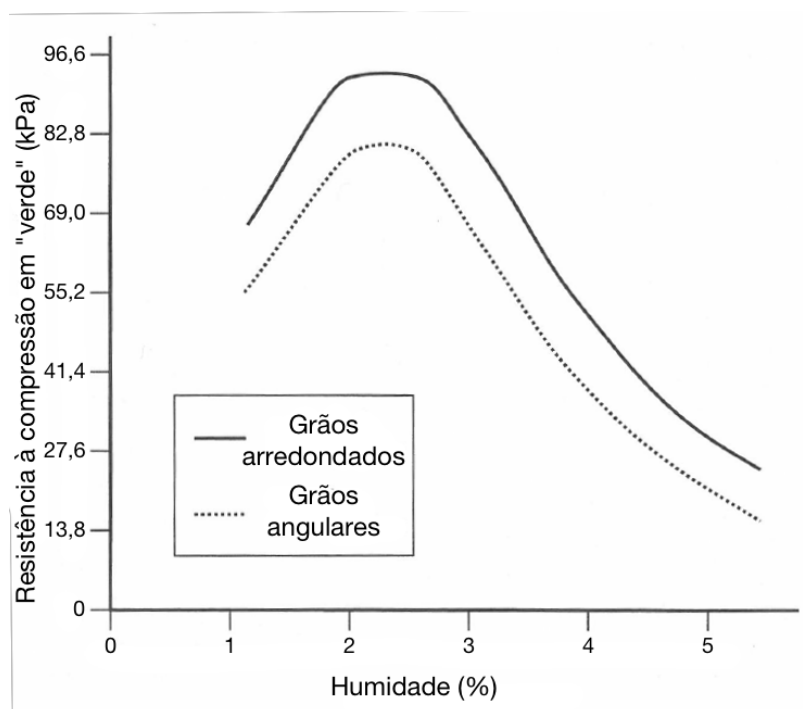


Figura 16 - Influência da forma de grão na resistência à compressão em "verde", adaptado de [6].

Por outro lado, grãos arredondados muito finos que originam moldações muito compactadas e densas podem originar problemas de permeabilidade e de consequente redução de saída de gases, o que traduz em defeitos de expansão.

As melhores areias de fundição possuem grãos de forma arredondada com uma esfericidade média a alta, resultando numa moldação com boa fluabilidade e permeabilidade, e com alta resistência associada a uma baixa quantidade de ligante.

Algumas fundições de alumínio optam por areias de grão angular fino por forma a aumentar a qualidade superficial das peças sem sacrificar a permeabilidade [6], [25], [28].

#### 2.4.3.4 Refratariedade

A refratariedade é entendida como a capacidade do material suportar elevadas temperaturas sem fundir ou sofrer mudanças físicas. Segundo a norma ASTM C71 um material refratário é definido como sendo um material não metálico com as propriedades químicas e físicas que o tornam aplicável para estruturas, ou como componente de sistemas, expostas a temperaturas de serviço acima de 538 °C. [33]

A areia de sílica funde a temperaturas na ordem dos 1710 °C, embora as impurezas químicas contidas na areia possam fazer baixar esse valor para temperaturas relativamente baixas, na casa dos 1350 °C. Contudo, para a fundição de ligas de alumínio estes valores de refratariedade são suficientemente elevados [5].

#### 2.4.3.5 Permeabilidade

A permeabilidade da areia de moldação é uma propriedade que nos indica a facilidade com que a mesma se deixa atravessar por um fluido, no caso específico os

gases que se formam durante o vazamento. Estes gases podem escapar pelos *vents* e canais de alimentação, mas a globalidade escapa pelos poros presentes entre os grãos de areia.

A permeabilidade de uma moldação pode ser medida pelo índice de permeabilidade. O índice de permeabilidade é definido como sendo o volume de ar, em cm<sup>3</sup>, que num minuto e à pressão de 1cm de água atravessa um provete padrão com dimensões de 1cm<sup>2</sup> de área e 1cm de altura.

$$i = \frac{V \cdot h}{p \cdot S_t \cdot t} \quad (3)$$

Como se pode verificar pela Equação (3) o índice de permeabilidade  $i$ , é diretamente proporcional ao volume  $V$ , e à altura  $h$ , e inversamente proporcional à pressão  $p$ , à área da *secção*  $S_t$  e ao tempo  $t$ .

Na Tabela 4 são apresentados os valores médios para o índice de permeabilidade.

Tabela 4 - Valores médios para o índice de permeabilidade

<i>Tipo de areia</i>	<i>Índice de permeabilidade - i</i>
<i>Areia aglomerada porosa (ligante 5 a 8%)</i>	$i = 70$ a 120 cm/minuto
<i>Areia aglomerada média (ligante 9 a 18%)</i>	$i = 30$ a 70 cm/minuto
<i>Areia aglomerada espessa (ligante &gt; 18%)</i>	$i = 10$ a 30 cm/minuto

A areia com um índice granulométrico mais elevado apresenta uma menor permeabilidade. Os poros entre os grãos de tamanho reduzido traduz-se numa maior dificuldade de escape dos gases. Contudo, o principal fenómeno responsável pela menor permeabilidade é sobretudo o atrito que se forma entre os grãos e os gases.

Uma maior distribuição dos grãos, ou seja, maior número de distribuição, traduz-se também numa redução da permeabilidade por diminuição do volume dos poros [5], [6].

#### 2.4.3.6 Dilatação

As areias, como a maioria dos materiais, sofrem fenómenos de expansão e contração quando sujeitas a ciclos de aquecimento e arrefecimento. A sílica além destes fenómenos apresenta mudanças polimórficas. A sílica expande linearmente com o aumento da temperatura até atingir uma temperatura de cerca de 573 °C, na qual ocorre uma transformação alotrópica de quartzo do tipo  $\alpha$  em quartzo do tipo  $\beta$ , acompanhada de uma dilatação brusca, como é possível constatar pela Figura 17. Estes fenómenos de dilatação originam defeitos de forma e dimensão nas peças vazadas, pelo que por vezes é necessário usar outro tipo de areias que não as de sílica,

que apresentam menores coeficientes de dilatação como demonstrado na Figura 17 [5].

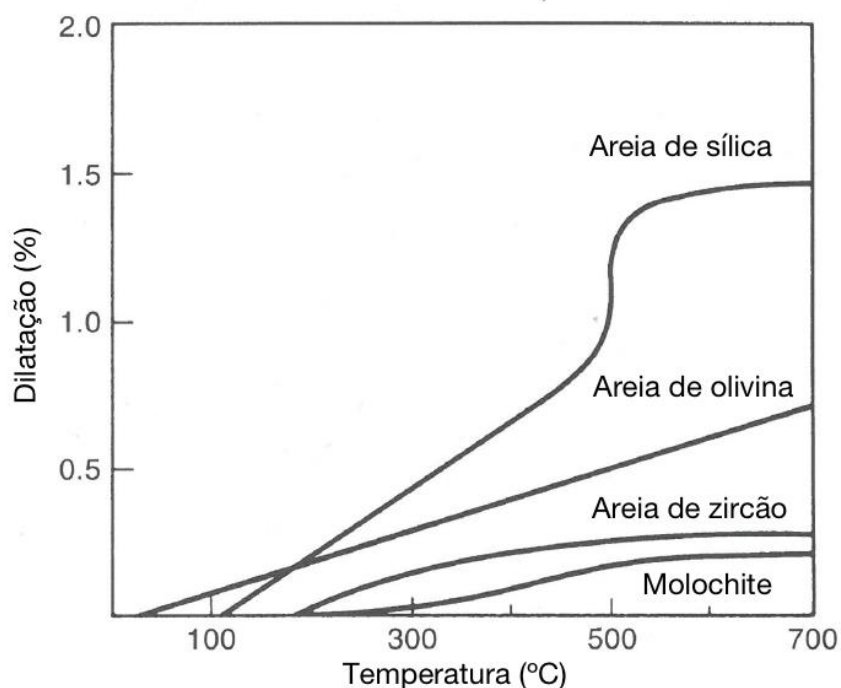


Figura 17 - Dilatação térmica de algumas areias de fundição, adaptado de [28].

#### 2.4.4 Ligante

Os ligantes usados nas areias de moldação, atuam como “colas” naturais que mantêm os grãos ligados e numa determinada posição durante todo o processo de fundição. Algumas das propriedades da areia de moldação encontram-se estreitamente relacionadas com as propriedades do ligante, como sejam o tipo de ligante, a sua quantidade ou teor de humidade.[6]

Como os ligantes podem não ser materiais tão refratários como as areias as propriedades requeridas à moldação devem ser atingidas com a menor quantidade de ligante possível.

Os ligantes são geralmente compostos no estado líquido ou numa granulometria muito inferior a dos grãos de areia, sendo que idealmente cada grão necessitava de ser coberto por uma fina película de ligante. Depois da compactação, o ligante forma pequenas massas em forma de lente nos pontos de contacto com os grãos. A resistência da ligação é função do número e da área desses mesmos contactos. No entanto, acima de um determinado valor de ligante a resistência praticamente não aumenta, como se pode constatar pela Figura 18, para além de diminuir drasticamente a permeabilidade originando defeitos nas peças vazadas [28].



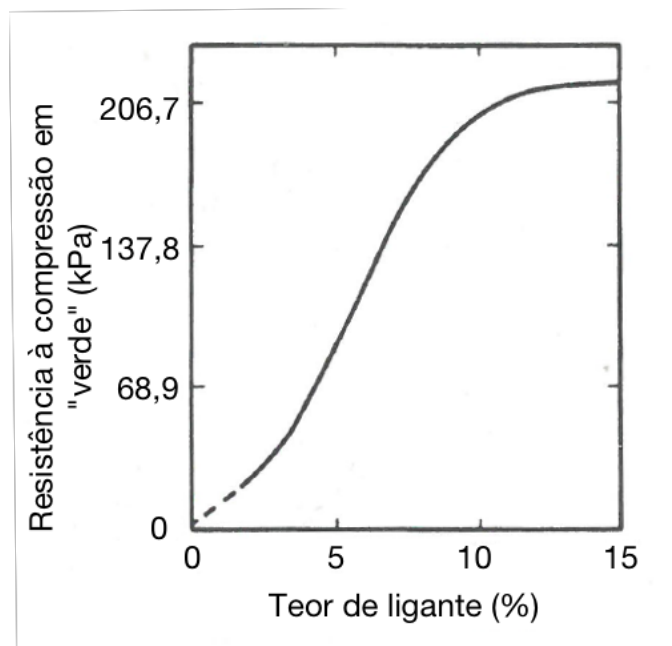


Figura 18 - Influência da quantidade de ligante na resistência em "verde", adaptado de [28].

#### 2.4.5 Propriedades associadas ao ligante

Durante o processo de criação das cavidades as propriedades essencialmente requeridas são a resistência em “verde” e a fluabilidade [28]. Assim, desta forma serão apresentadas de seguida as propriedades habitualmente associadas ao ligante.

##### 2.4.5.1 Resistência a “verde”, a “seco” e a “quente”

A resistência a “verde” é importante, na medida em que, quando se retira a placa molde, a moldação deve reter a sua forma sem sofrer distorções ou colapsar [6], [28].

A resistência a “seco” relaciona-se com a resistência aquando do vazamento, na medida em que durante este ocorre uma secagem das superfícies da moldação e estas têm de ser capazes de suportar a erosão causada pela passagem do metal líquido. Resistência em excesso pode conduzir a problemas no abate das moldações no final do processo [6].

Durante o processo de solidificação da peça é necessária alguma resistência mecânica para que a moldação mantenha as formas e dimensões e não sofra grandes distorções, resistência essa designada de resistência a “quente”. Uma resistência a “quente” muito elevada pode originar problemas de fissuração a quente e problemas na fase do abate [6].

##### 2.4.5.2 Fluabilidade

A fluabilidade é definida como sendo a capacidade da mistura de areia preencher todos os detalhes do modelo, e se mover, sobre pressão, em qualquer direção contra a superfície do modelo. Outra definição possível prende-se com a facilidade da areia ser compactada até reunir uma densidade uniforme. As areias de fundição com fraca fluabilidade são muitas vezes designadas de “rígidas” e podem levar a problemas



durante os processos de moldação e à fraca reprodução dos detalhes mais finos do modelo, contrariamente às areias com elevada fluabilidade que originam melhor qualidade superficial das peças vazadas [6], [28].

#### 2.4.5.3 Deformação

A deformação indica a capacidade que a areia tem de alterar as suas dimensões numa determinada direção antes de sofrer rotura por ação de uma carga aplicada. A moldação deve reunir capacidade de se deformar para suportar a contração sofrida durante o arrefecimento da peça [6].

#### 2.4.5.4 Condutividade Térmica

Assim que ocorre o vazamento do metal na moldação inicia-se uma transferência de calor do metal líquido para a moldação. Este fluxo de calor leva à evaporação da água e de outros produtos voláteis, Figura 19, que conduzem por vezes ao aparecimento de alguns defeitos nas peças. Também a taxa de solidificação da peça é influenciada pela evolução do fluxo de calor.

Para além da evolução do fluxo de calor, importa ainda determinar a quantidade máxima de calor introduzida na moldação e a profundidade da moldação afetada pela transferência de calor [6], [12].

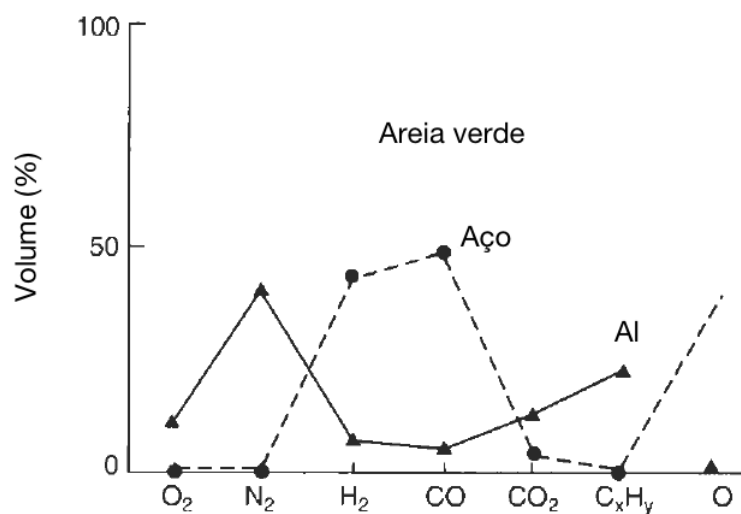


Figura 19 - Composição volúmica em percentagem de alguns gases presentes numa moldação em areia verde, adaptado de [12].

As areias de sílica possuem uma condutividade térmica muito baixa. De facto segundo [34] a areia de sílica possui um valor de condutividade térmica ( $K$ ) de  $0.5 \pm 0.2$  W/(m · K).

Assim sendo, apenas uma pequena espessura da moldação é termicamente afetada. Na fundição de alumínio, esta camada possui uma espessura de 3 a 6 mm e nela ocorrem uma série de alterações, como sendo [6]:

- Quando a temperatura desta camada atinge os 100 °C, toda a água presente na superfície livre da mistura evapora;
- Entre a temperatura de 100°C e 302 °C, uma pequena quantidade de água mais rigidamente ligada na mistura é removida;
- Quando se atinge os 316 °C, para a bentonite cálcica, ou os 649 °C para a bentonite sódica, ocorre uma rutura das ligações destes mesmos ligantes, sendo que esta alteração é irreversível;
- Alguns aditivos são incinerados a temperaturas na casa dos 204 °C.

Como já referido anteriormente, à medida que o metal contacta com as superfícies da moldação, ocorre a evaporação da água, que migra até à superfície exterior da moldação. Esta migração da água leva à formação de quatro zonas distintas, como aliás se pode reconhecer pelas Figura 20 e Figura 21 [12].

Analisando em detalhe as quatro zonas, pode se referir [12]:

1. A zona seca é a zona mais próxima do metal líquido, e como tal apresenta temperaturas mais elevadas que conduzem à total evaporação da água presente no ligante. De salientar que a atmosfera presente nesta zona é composta por praticamente 100% vapor de água. Parte deste vapor reage com a superfície do metal líquido formando óxido de alumínio e hidrogénio livre.
2. A zona de transporte de vapor apresenta uma temperatura praticamente uniforme próxima dos 100 °C, e um teor de humidade praticamente constante.
3. Na zona de condensação ocorre a condensação do vapor de água. Esta zona possui ainda uma quantidade elevada de água, o que se traduz numa diminuição da resistência da moldação, e como tal a rotura mecânica é mais comum nesta zona.
4. A zona externa é a zona da moldação, onde a temperatura e a quantidade de água não sofre praticamente variações.

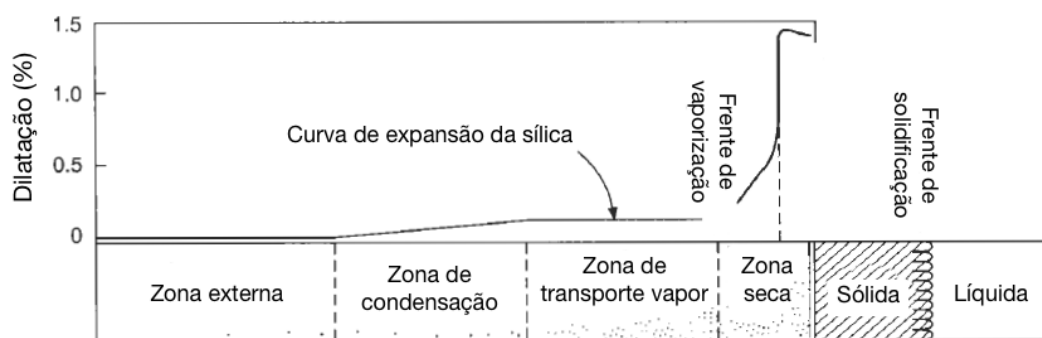


Figura 20 - Representação da evolução da dilatação da sílica ao longo das zonas da moldação, adaptado de [12].

A evolução da temperatura e da quantidade de água presente na moldação ao longo das quatro zonas pode ser melhor compreendida pela análise da Figura 21.

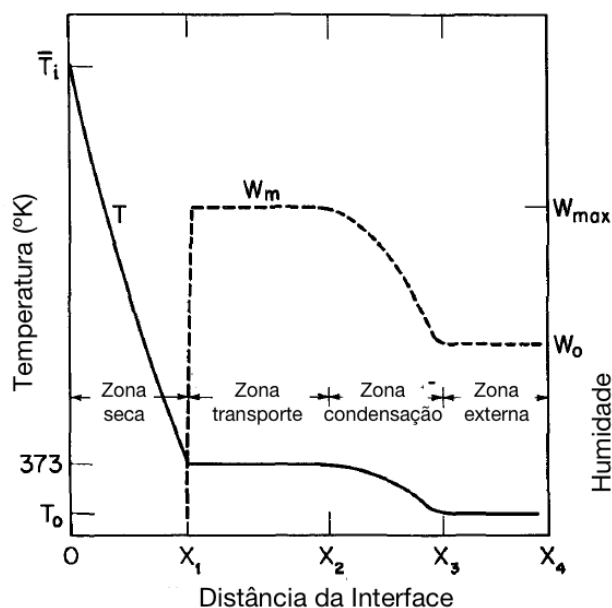


Figura 21 - Distribuição esquemática da temperatura e da quantidade de água presente numa moldação em areia verde, adaptado de [35].

### Zona de evaporação e zona de condensação

À medida que o fluxo de calor se propaga pela moldação, as quatro zonas também se propagam. De salientar que maiores quantidades de água traduzem-se num avanço mais lento da frente de evaporação, uma vez que é necessária maior quantidade de calor para mover a frente. Esta maior capacidade de absorção de calor reflete-se numa maior taxa de arrefecimento em moldações com um teor de água superior. De facto, a condutividade térmica na zona de condensação é cerca de três a quatro vezes superior à zona de areia seca [12].

Outro facto interessante é que a evaporação de água ocorre também na zona de transporte de vapor e de condensação, sendo que na zona de condensação parte do vapor que condensou volta a evaporar a temperaturas abaixo dos 100 °C. [35]

A Figura 22 demonstra a evolução da frente de vapor ao longo do tempo após o vazamento da liga [12].

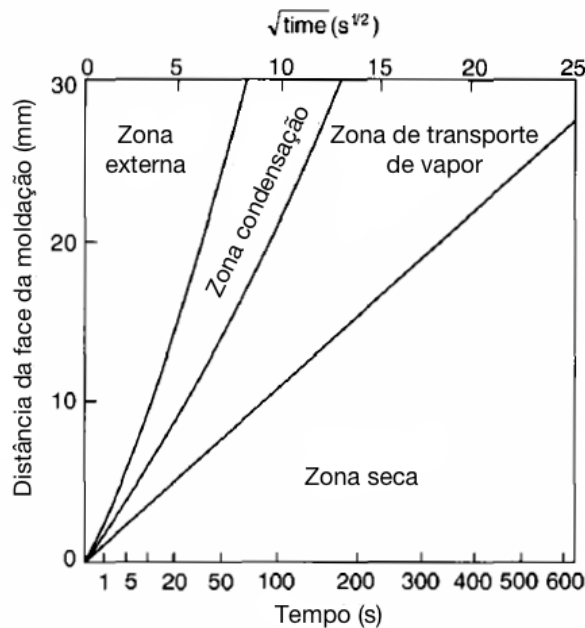


Figura 22 - Posição das zonas de vapor após o vazamento de alumínio numa moldação de areia “verde”. Adaptado de [12]

#### 2.4.5.5 Calor específico

A mudança de temperatura de um objeto devido a transferência de calor pode ser descrita pelo calor específico, que é definido como a capacidade térmica por unidade de massa [36].

Segundo [37] a areia de sílica possui um calor específico de valor igual 1130 J/Kg.K a uma temperatura de 20 °C.

#### 2.4.6 Tipos de ligante

Os dois tipos de ligantes ou argilas usados na indústria de fundição são a Caulinite (*Kaolinites*) e a Bentonite (*bentonite*). Para cada tipo de ligante existem várias famílias, sendo as mais importantes para fundição a caulinite, bentonite cálcica e a bentonite sódica [6].

##### 2.4.6.1 Caulinite

A caulinite é o ligante mais predominante nas areias naturalmente ligadas. A caulinite é um alumino silicato di-hidratado, com a fórmula química  $\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 2\text{SiO}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ .

A caulinite possui um elevado índice de refratariedade, devido ao elevado teor de alumina (39,5%), sendo que o seu ponto de fusão é a cerca de 1850 °C. Contudo, à temperatura de 525 °C ocorre uma reação de desidratação irreversível da caulinite, que leva à perda de ligações químicas, e consequente diminuição do poder de ligação. Esta diminuição do poder de ligação leva a que seja necessária uma maior quantidade de ligante na mistura de areia, na casa dos 10-20%.

A caulinite é ainda quimicamente inerte e existe em granulometrias baixas (0.5-50 $\mu$ m).

Todavia não é muito utilizada na fundição de alumínio devido à elevada resistência a “quente” conferida por este tipo de ligante, que dificulta o abate das moldações [6], [28], [38], [39].

#### **2.4.6.2 Bentonite**

A bentonite é a designação utilizada para uma mistura de argilas moles, composta essencialmente por montmorilonite (60-95%), podendo conter pequenas quantidades de outros componentes como o quartzo, feldspato, biotita, zircão, sílica coloidal entre outros.

A montmorilonite, cuja fórmula química básica é  $\text{Al}_2\text{O}_3\cdot 4\text{SiO}_2\cdot \text{H}_2\text{O}$ , apresenta uma grande capacidade de permutação iónica e de absorver grandes quantidades de água. De facto, a substituição isomórfica de iões de  $\text{Al}^{3+}$  por iões de  $\text{Mg}^{2+}$  e  $\text{Fe}^{3+}$  provoca uma carga negativa que é neutralizada por iões de  $\text{Ca}^{2+}$  e  $\text{Na}^+$ , conferindo propriedades específicas à bentonite, podendo esta ser dividida entre bentonite cálcica e sódica.

Os ligantes à base de bentonite apresentam grande capacidade de absorção de água e boas propriedades de ligação, como tal é possível obter boas propriedades nas moldações com a adição de pequenas quantidades de ligante, na ordem dos 3-5%.

As bentonite conservam esta propriedade de retenção de água até temperaturas próximas dos 550 °C, sendo as que potencialmente apresentam um maior ciclo de vida [6], [28], [38].

##### **Bentonite cálcica**

A bentonite cálcica é o tipo de ligante preferencialmente utilizado na fundição de ligas de alumínio. Este ligante possui boas propriedades de fluabilidade e maior resistência em “verde”, mas menor resistência a “seco” e a “quente” quando comparado com a bentonite sódica, como se pode atestar pela análise da Figura 23. Contudo estas propriedades de resistência inferior não são relevantes na fundição de ligas de alumínio pois não se atingem temperaturas muito elevadas, tipicamente na casa dos 760 °C, facilitando sobretudo o abate das moldações e a diminuição de defeitos como fissuração a quente ou rotura da moldação. Durante o processo de abate das moldações, o uso deste ligante favorece quer o tempo necessário ao processo, quer a separação dos grãos [6], [40].

##### **Bentonite Sódica**

A bentonite sódica na presença de água tem tendência a aumentar cerca de 10 a 15 vezes o seu volume, o que se traduz em fraca fluabilidade e fraca compactação. O seu uso atribui-se essencialmente ao aumento de resistência a “seco” e a “quente” que este tipo de ligante confere, por vezes necessário para diminuir problemas de erosão, cortes, lavagens e defeitos de expansão.

Na fundição de alumínio, as baixas temperaturas atingidas conduzem a que grande parte da humidade presente na mistura não evapore durante o vazamento originando problemas na fase de abate.

Pode ser necessário uma pequena quantidade deste ligante para componentes de grande dimensão ou geometrias muito complexas para aumentar sobretudo a resistência a “quente” em zonas críticas, como sendo o ataque à peça ou zonas longas da peça [6], [40].

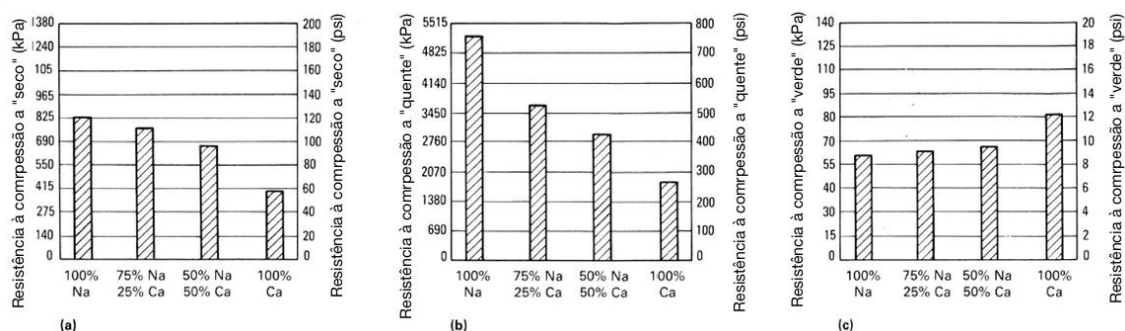


Figura 23 - Efeito do teor de sódio e cálcio da bentonite nas propriedades da moldação. (a) Resistência à compressão a “seco”. (b) Resistência à compressão a “quente” (900°C). (c) Resistência à compressão em “verde”, adaptado de [40].

#### 2.4.7 Água na mistura da moldação

A água é um dos componentes da mistura de areia “verde” que mais incorretamente é utilizado, originando grande parte dos defeitos associados à areia. De facto, a água influencia praticamente todos os parâmetros da mistura de areia, excetuando-se o índice granulométrico e a sua distribuição.

O poder de ligação da água é devido às forças electrostáticas que se geram devidos aos iões permutáveis, e também às cargas elétricas presentes nas superfícies do ligante e dos grãos de areia.

A quantidade de água necessária é variável e depende de moldação para moldação. Carência de água leva a uma moldação muito frágil, difícil de manusear e sensível a erosão causada pelo metal líquido. Excesso de água leva a que o filme de ligante e a água fique muito espesso o que conduz a baixa resistência em “verde”, como se pode constatar pela análise da Figura 24 [6], [28].

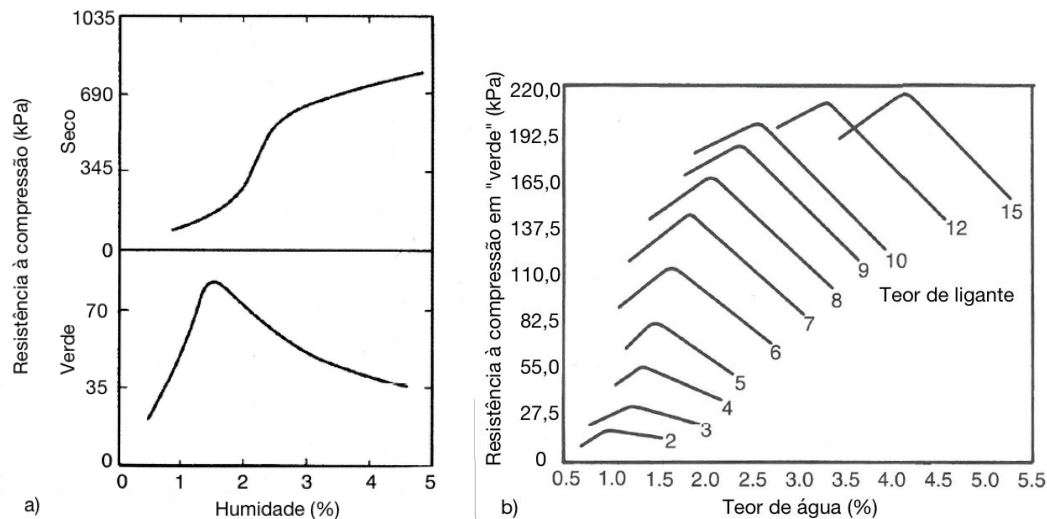


Figura 24 - (a) Influência da humidade na resistência em "verde" e em "seco" (b) Influência da humidade e quantidade de ligante na resistência em "verde", adaptado de [28].

A percentagem de água correta depende essencialmente de parâmetros como sendo:

- Tipo e quantidade de ligante utilizado;
- Índice granulométrico da areia utilizada;
- Tipo de aditivos ou outros materiais finos.

Para fundição de ligas de alumínio a percentagem de água recomendada varia entre os valores de 1.5% a 5.5% do peso da mistura [6].

## 2.4.8 Aditivos

A composição das moldações em areia "verde" deve ser a mais simples possível, uma vez que quantos mais compostos introduzidos mais variáveis têm de ser controladas, o que se pode traduzir em maiores variações da composição da mistura e consequentemente mais defeitos de fundição. Contudo determinadas geometrias requerem melhores propriedades da areia da moldação, recorrendo-se ao uso de aditivos para alterar propriedades específicas da mistura. Tipicamente, em fundição de ligas de alumínio usa-se de dois tipos de aditivos: a celulose e o cereal [6].

### 2.4.8.1 Celulose

Diversos tipos de compostos de celulose são usados da indústria da fundição como seja, espiga de milho triturada, casca de aveia, farinha de madeira, casca de noz ou casca de arroz.

O uso deste aditivo prende-se essencialmente com o facilitar da expansão dos grãos de sílica aquando do vazamento do metal. De facto, como estes aditivos possuem um baixo ponto de fusão, rapidamente são incinerados, dando lugar a vazios que permitem uma maior liberdade dos grãos de areia, como se pode verificar na Figura 25.

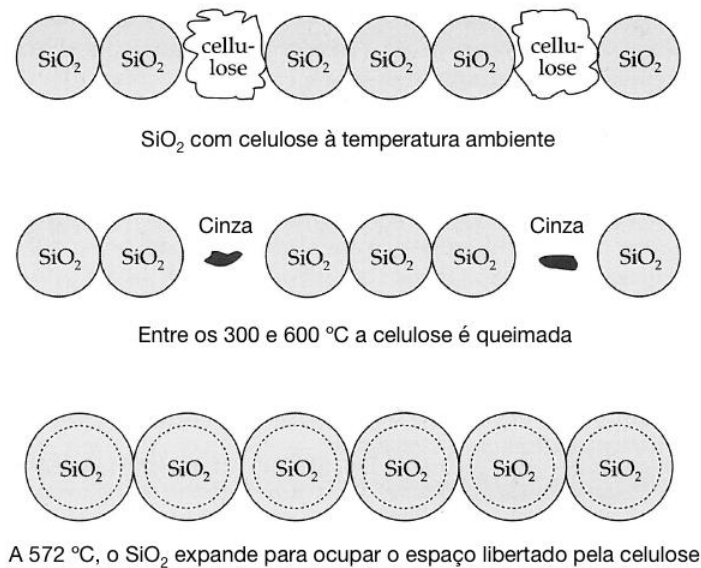


Figura 25 - Expansão da sílica com aditivo de celulose, adaptado de [6].

Outras vantagens incluem:

- Aumento da facilidade de abate;
- Redução das rachadelas e dos pontos quentes;
- Aumento de fluabilidade.

O uso excessivo deste tipo de ligantes pode levar a problemas de fragilidade do molde, originado defeitos nas peças fundidas como sendo:

- Penetração do metal na moldação;
- Baixa qualidade superficial do fundido;
- Fenómenos de erosão da moldação;
- Inclusões de areia;
- Libertação de grande quantidade de gases.

Na fundição de ligas de alumínio é comum a adição de cerca de 0,5 a 2% deste tipo de aditivos [6].

#### 2.4.8.2 Cereal

Os aditivos à base de cereal ou amido, vulgarmente designados por farinhas, são hidratos de carbono naturais extraídos de vários grãos de plantas, normalmente milho [6].

Nas areias ligadas naturalmente, o cereal confere uma maior resistência a seco e contribui para um aumento da tenacidade em “verde”, ou seja, aumenta a capacidade de deformação em “verde”, facilitando a impressão de geometrias complexas na moldação. O aditivo de cereal diminui também a friabilidade da moldação aquando da secagem ao ar. Pode ser ainda utilizado para minorar problemas de expansão graves [6], [41].



Nas areias utilizadas para o fabrico de machos, este aditivo confere um aumento de resistência em “verde” e facilita o abate dos mesmos. Contudo, a sua utilização leva a um aumento da libertação de gases e consequentes problemas associados. [28]

Este ligante não é normalmente utilizado em fundição de ligas de alumínio por causar problemas associados a fluabilidade e abate, sendo apenas empregue, em pequenas quantidades, para a obtenção de peças de grande dimensão ou quando na presença de moldes muito desgastados [6].

#### 2.4.9 Areias naturais e sintéticas

Algumas areias, como a sílica, vêm misturadas com um ligante natural, no caso a calinite, que as tornam úteis para fazer moldações. Estas areias que contêm quantidades satisfatórias de ligante são designadas por areias naturais.

Por outro lado, algumas areias possuem pouca ou nenhuma quantidade de ligante quando exploradas, tendo o ligante que ser acrescentado à posteriormente nas proporções desejadas. Este tipo de areias designam-se por areias sintéticas. As areias sintéticas permitem uma maior flexibilidade das propriedades requeridas.

As propriedades da areia natural podem ser as mais diversas, como se pode constatar pela Tabela 5.

Tabela 5 - Propriedades típicas das areias naturalmente ligadas [6].

<i>Propriedade</i>	
<i>Índice granulométrico (<math>f</math>)</i>	48 – 275
<i>Percentagem de ligante [%]</i>	11,4 – 28,2
<i>Rácio de permeabilidade em “verde”</i>	5,3 – 185

Estas propriedades são depois controladas de perto, por forma a obter as especificações desejadas na peça fundida. As propriedades desejadas dependem de inúmeros fatores, e apesar de não existirem limites quanto aos seus valores, as propriedades tipicamente utilizadas nas fundições de alumínio encontram-se dentro dos limites apresentados na Tabela 6.

Tabela 6 - Propriedades típicas das areias naturalmente ligadas usadas na fundição de alumínio [6].

<i>Propriedade</i>	
<i>Índice granulométrico (<math>f</math>)</i>	130 – 200
<i>Percentagem de ligante [%]</i>	12 – 18
<i>Humidade [%]</i>	5 – 7
<i>Rácio de permeabilidade em “verde”</i>	10 – 25
<i>Resistência à compressão em “verde” [kPa]</i>	35 – 69

Para peças de pequenas dimensões, cujo arrefecimento ocorre rapidamente e sem grande formação de vapor, é possível utilizar areias de grão mais fino (200 a 250 de

índice granulométrico), com um rácio de permeabilidade menor (5 a 10), e com uma percentagem de ligante ligeiramente superior, resultando em peças com melhor qualidade superficial [6].

Na Tabela 7 são apresentadas algumas das principais propriedades das areias utilizadas para o fabrico de moldações.

Tabela 7 - Propriedades de algumas areias usadas em fundição [42].

	<i>Sílica</i>	<i>Olivina</i>	<i>Cromite</i>	<i>Zircão</i>
<i>Cor</i>	Castanho claro	Cinza esverdeado	Preta	Castanho claro
<i>Dureza [Mohs]</i>	6,0 – 7,0	6,5 – 7,0	5,5 – 7,0	7,0 – 7,5
<i>Massa específica em “seco” [kg/m³]</i>	1362 – 1602	1602 – 2002	2483 – 2643	2563 – 2964
<i>Densidade específica</i>	2,2 – 2,6	3,2 – 3,6	4,3 – 4,5	4,4 – 4,7
<i>Forma do grão</i>	Angular / arredondada	Angular	Angular	Arredondada / angular
<i>Transferência de calor aparente</i>	Média	Baixa	Muito Alta	Alta
<i>Temperatura de Fusão [°C]</i>	1427 – 1760	1538 – 1760	1760 – 1982	2083 – 2204
<i>Reação a alta temperatura</i>	Ácida	Básica	Básica	Ácida
<i>Molhabilidade com o metal líquido</i>	Fácil	Muito resistente	Muito resistente	Resistente
<i>Reação química</i>	Neutra-Ácida	Básica	Básica-Neutra	Neutra-Ácida
<i>Índice granulométrico (f)</i>	25 – 180	40 – 160	50 – 90	95 – 160
<i>Distribuição do grão</i>	2 – 5	3 – 4	4 – 5	2 – 3

#### 2.4.9.1 Sílica

O dióxido de silício, vulgarmente conhecido por sílica, é um óxido do elemento silício, cuja fórmula química é  $\text{SiO}_2$ , e é o mineral mais usado em fundição em areia [43].

As principais razões para a utilização de areais de sílica são as seguintes [6], [44]:

- Abundância e baixo custo associado (47 euros por tonelada); [45];
- Dureza e resistência à abrasão satisfatória;
- Grande variedade de tamanho de grão e distribuição;
- Baixa reatividade com o alumínio;
- Elevada refratariedade;
- Facilidade de aglomeração através de ligantes orgânicos ou inorgânicos;
- Facilidade de ser regenerada.

O índice de pureza das areias de sílica pode variar bastante. Tipicamente as areias à base de sílica que contenham 98% ou mais de  $\text{SiO}_2$  são designadas de areias brancas. A presença de impurezas pode conduzir a problemas de redução de refratariedade e de ligação [6].

Também a temperatura de sinterização da areia é influenciada pela quantidade de impurezas, como alias se pode atestar pela análise da Tabela 8.

Tabela 8 - Temperatura de sinterização para diferentes areias de sílica [25].

<i>Areia</i>	<i>Temperatura de sinterização [°C]</i>
<i>Sílica de pureza elevada, &gt;99% quartzo</i>	1450
<i>Sílica de pureza média, 96% quartzo</i>	1250
<i>Sílica de areia do mar</i>	1200
<i>Sílica de areia naturalmente ligada</i>	1050 – 1150

Na Tabela 9 são apresentados alguns dos parâmetros da composição química da areia de sílica utilizada em fundição.

Tabela 9 - Composição química da areia de sílica para diferentes grau de pureza [25].

<i>Parâmetro</i>	<i>Valor</i>	<i>Nota</i>
<i>SiO<sub>2</sub></i>	95 – 96% min	Maior índice de pureza leva a maior refratariedade
<i>Perda por ignição</i>	0,5% máx	Representa a quantidade de impurezas orgânicas
<i>Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub></i>	0,3% máx	Reduz a refratariedade
<i>CaO</i>	0,2% máx	Aumenta a necessidade do teor de acidez
<i>K<sub>2</sub>O, Na<sub>2</sub>O</i>	0,5% máx	Reduz a refratariedade
<i>Exigência de ácido para pH<sub>4</sub></i>	6 ml máx	Afeta os catalisadores ácidos dos ligantes

A principal desvantagem do uso de areias de sílica é a sua característica de elevada expansão térmica. A Sílica expande linearmente com o aumento da temperatura até atingir uma temperatura de cerca de 573 °C, temperatura à qual ocorre uma transformação alotrópica de quartzo do tipo  $\alpha$  em quartzo do tipo  $\beta$ , acompanhada de uma dilatação brusca, como é possível constatar pela Figura 26. Esta expansão é na ordem dos 2,5% do volume, que pode provocar alterações de comprimento no molde de cerca de 1,5%, resultando em problemas de rotura das moldações ou falta de precisão dimensional. Acima dos 870 °C, o quartzo transforma-se em tridimite, o que se pode traduzir numa contração da moldação. Acima dos 1470 °C ocorre a passagem da tridimite em cristobalite [12], [40], [44].

Os fenómenos de expansão térmica descritos acima podem ser melhor compreendidos pela análise da Figura 26.

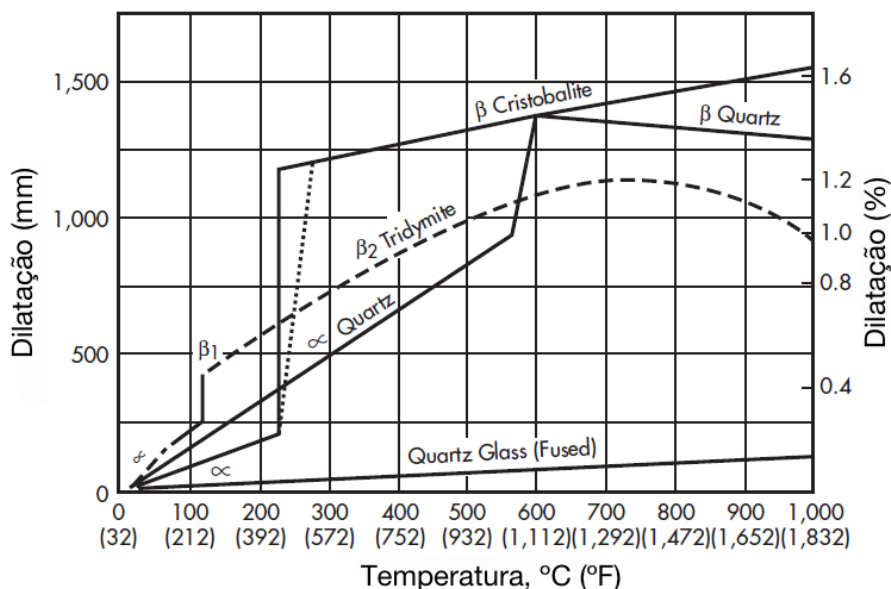


Figura 26 - Expansão térmica dos materiais à base de sílica, adaptado de [44].

A regeneração da areia de sílica ao longo dos ciclos de moldação reduz os problemas associados a expansão térmica, uma vez que existe uma tendência para o aumento da proporção de formas de sílica mais estáveis à medida que se atingem elevadas temperaturas. Contudo, as baixas temperaturas associadas à fundição de alumínio neutralizam este efeito [12].

Outro problema associado ao uso de areias de sílica advém da fraca resistência das areias de sílica à penetração do metal líquido, principalmente nos pontos quentes da moldação [44].

#### 2.4.9.2 Olivina

A olivina é um grupo mineral da família dos nesossilicatos, constituído por silicatos de magnésio e ferro, com a fórmula química  $(\text{Mg,Fe})_2\text{SiO}_4$ , formando uma solução sólida de forsterite ( $\text{Mg}_2\text{SiO}_4$ ) e faialite ( $\text{Fe}_2\text{SiO}_4$ ) [46].

As areias de olivina possuem geralmente um tipo de grão de forma angular, que minimiza problemas de compactação excessiva, e permite a utilização de grãos mais finos sem perda de permeabilidade, manifestando-se em melhores qualidades superficiais das peças vazadas.

A olivina apresenta melhores propriedades de dilatação, quando comparada com a sílica, minimizando defeitos na superfície da peça.

Este tipo de areias são básicas ou alcalinas, o que as torna compatíveis com os ligantes à base de bentonite. Esta compatibilidade permite obter boas propriedades da areia com quantidades de ligante ligeiramente inferiores as usadas nas areias à base de sílica [6].

A areia de olivina apresenta boas propriedades de refratariedade e boa resistência ao ataque do metal líquido.

Relativamente a outras areias de fundição, a areia de olivina apresenta um ciclo de vida nas moldações curto devido essencialmente a suas fracas propriedades de clivagem [44].

Para a produção de machos, esta areia não é muito utilizada uma vez que é incompatível com resinas de base furânica utilizada em alguns dos processos de areia auto secativa [12], [25].

#### **2.4.9.3 Zircão e Cromite**

As areias de zircão e cromite são especialmente usadas nas primeiras camadas de areia em contacto com o metal, pela sua elevada refratariedade.

Estas areias possuem elevada difusibilidade térmica, isto é, boa capacidade de remover rapidamente o calor gerando durante a solidificação do alumínio. Comparativamente as areias de sílica, estas areias possuem um valor de difusibilidade cerca de 4 vezes superior. A rápida solidificação, promovida por esta característica, traduz-se num aumento das propriedades mecânicas da superfície das peças vazadas.

Também os baixos coeficientes de dilatação traduzem-se numa vantagem adicional face às areias de sílica, reduzindo os defeitos de forma nos fundidos.

Outra característica destas areias é o facto de promoverem uma solidificação na direção dos alimentadores.

A molhabilidade é também reduzida neste tipo de areias, melhorando a qualidade superficial das peças, e minimizando defeitos como penetração do metal na moldação.

O seu uso é em parte limitado pelo elevado custo associado as mesmas [6], [28], [47].

#### **Zircão**

O zircão, silicato de zircónio, é um mineral pertencente à família dos nesossilicatos, cuja fórmula química é  $ZrSiO_4$  [46], apresentando-se sob a forma de grãos finos de forma arredondada.

As areias de zircão possuem um coeficiente de expansão linear baixo permitindo o fabrico de machos e moldações com excelente precisão dimensional.

A sua elevada densidade, próxima da densidade do alumínio líquido, torna a areia de zircão ótima para a obtenção de machos frágeis ou pouco apoiados na fundição de ligas de alumínio.

A elevada densidade da areia de zircão, cerca de 2x superior à da sílica, bem como a sua especial capacidade abrasiva leva ao desgaste prematuro de algumas das ferramentas usadas no fabrico das moldações [12].

A areia de zircão pode ser utilizada no sentido de promover gradientes térmicos favoráveis a uma solidificação direcional.

As areias de zircão são compatíveis com praticamente todos os ligantes químicos [25].

As principais vantagens das areias de zircão são as seguintes [44]:

- Menor coeficiente de expansão térmica de todas as areias usadas em fundição;
- Elevada condutibilidade térmica e elevada densidade específica, permitindo uma taxa de arrefecimento cerca de 4x superior à areia de sílica;
- Molhabilidade praticamente nula por parte do metal líquido;
- Baixa reatividade química;
- Requer pouca quantidade de ligante e é compatível com praticamente todos os ligantes;
- Excelente estabilidade térmica e dimensional a elevadas temperaturas;
- Possui um pH praticamente neutro ou ligeiramente ácido.

### **Cromite**

A cromite é um óxido mineral da família dos espinélios. É um óxido de ferro e cromo cuja fórmula química é  $\text{FeCr}_2\text{O}_4$ , e apresenta-se tipicamente sob a forma de grãos angulares.

A areia de cromite possui um coeficiente de expansão térmico baixo, apesar de ser cerca de 2x superior ao da areia de zircão [40].

Apresenta uma menor resistência à penetração do metal, comparativamente a areia de zircão, apesar de geralmente possuir um grau granulométrico menor.

É uma areia de difícil reciclagem, uma vez que é facilmente contaminável com sílica. No geral, sempre que é reciclada existe uma perda de 20 a 30% [12], [25].

As areias de cromite reúnem as seguintes propriedades que são apresentadas de seguida [44]:

- Baixo coeficiente de expansão térmica;
- Elevada refratariedade;
- Boa difusibilidade;
- Molhabilidade baixa;
- Baixa reatividade química;
- Excelente estabilidade térmica.

### **2.4.10 Técnicas e equipamentos para preparação de areias**

Como referido anteriormente, as areias de fundição devem reunir um conjunto de propriedades, por forma a garantir peças de qualidade. Assim sendo, é necessário que as areias efetuem um ciclo de operações em equipamentos específicos.

O ciclo de preparação da areia nova inclui, normalmente, as seguintes fases:

- Secagem para retirar humidade através de um aparelho de secagem;
- Moagem para separar os grãos através de um triturador;
- Separação do grão por granulometria através de crivos com aspiração;
- Dosagem.

No caso da areia proveniente do abate de moldações, o ciclo de preparação é um pouco mais complexo, e compreende as seguintes fases:

- Abate da moldação num aparelho designado de “*shake out*”;
- Moagem para separar os grãos através de um triturador;
- Separação das partículas metálicas por magnetismo ou crivagem;
- Separação de partes vitrificadas, pós e argilas mortas através de crivos com aspiração;
- Dosagem.

Terminados estes ciclos, é realizada a mistura de areia nova com areia reciclada, num moinho misturador, sendo também acrescentados os restantes componentes da mistura, como a água, ligante e aditivos. A mistura passa depois por um desintegrador onde se procede a separação dos grãos revestidos com aditivos para melhorar a homogeneidade e melhor a capacidade de moldação. [5]

#### 2.4.10.1 Processos de compactação das areias de moldação

Como já referido anteriormente, o grau de compactação da moldação influencia diretamente alguns parâmetros como a resistência ou a permeabilidade da moldação, como demonstrado na Figura 27.

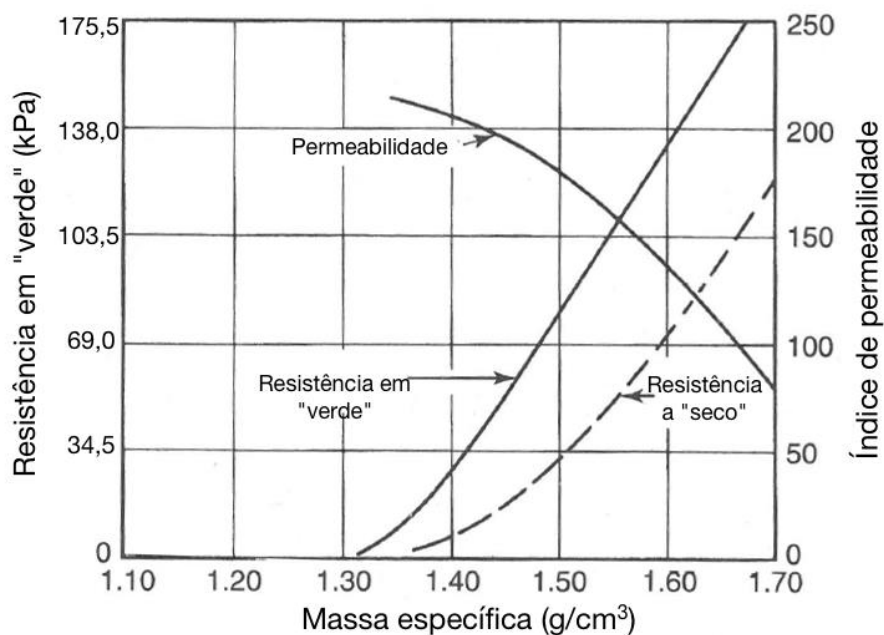


Figura 27 - Influência da densidade da moldação, adaptado de [28].

Normalmente, o processo de compactação aumenta a densidade mássica de 0,6 – 0,75 g/cm³ para valores na ordem dos 1,6 a 1,8 g/cm³.

Geralmente a densidade ao longo da peça não é uniforme, sendo que depende em grande parte das técnicas de compactação usadas, seja por via manual ou através de máquinas de compactação [28].

### Compactação manual

No processo de compactação manual existe uma tendência natural para a formação de camadas com densidade variável devido a adição sucessiva de camadas de areia e posterior compactação, dando origem a zonas de baixa densidade ao longo da superfície vertical da moldação, como ilustrado na Figura 29. Contudo, uma compactação manual cuidada pode ser vantajosa, uma vez que em zonas da peça, como cavidades confinadas, a moldação automática pode acarretar problemas.

Na compactação manual a fluabilidade da areia não é um fator preponderante, uma vez que é a compactação é realizada em diversas fases e é possível controlar o grau de compactação em cada zona da moldação. Normalmente, na moldação manual utilizam-se areias com uma resistência em “verde” elevada, em decréscimo da elevada fluabilidade [28].

### Compactação automática

O principal aspeto da compactação automática é que usa a energia de mecanismos para realizar a compactação. Contrariamente à moldação manual, este processo depende em grande parte da fluabilidade da areia para atingir o grau de compactação desejado, sendo que em praticamente todas as variantes do processo, a energia de compactação é aplicada simultaneamente em toda a área da moldação.

O efeito de compactação pode ser conseguido por ações de inércia, compressão, vibração, insuflação, vácuo, impacto, ou pela combinação destas.

#### Inércia e compressão

A compactação da areia pode ser conseguida por efeitos de inércia associados ao movimento da base da máquina, por compressão de placas acionadas por sistemas hidráulicos ou pneumáticos, ou pela conjugação dos dois efeitos, Figura 28 [5].

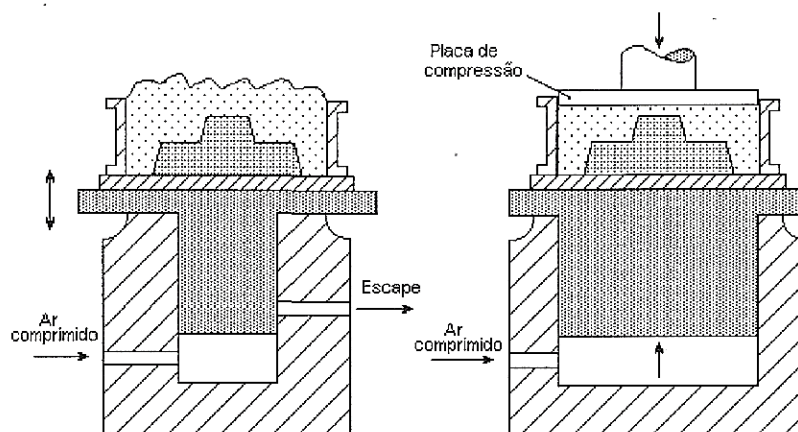


Figura 28 - Compactação por inércia e por compressão [5].

A compactação por inércia origina moldações com uma maior compactação ou dureza junto à superfície do modelo, ao passo que, na compactação por compressão ocorre o fenómeno oposto, obtendo-se maiores durezas e grau de compactação junto à cabeça



de compressão. Desta forma, a combinação dos dois efeitos traduz-se numa compressão mais uniforme, como se pode evidenciar pela Figura 29.

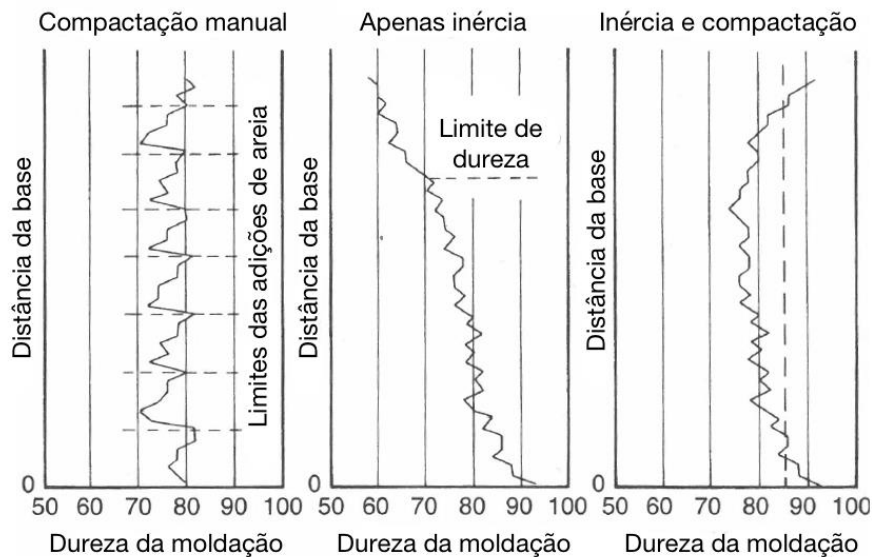


Figura 29 - Dureza da moldação em função da distância a base de compactação, para diferentes técnicas de compactação, adaptado de [28].

A compactação por compressão possui limitações quanto à profundidade dos modelos, uma vez que modelos muito profundos levam a fracas compactações, devidas essencialmente ao atrito entre os grãos de areia. Para minimizar esta limitação foram introduzidas algumas soluções construtivas alternativas como sendo: cabeça de compressão com o negativo da peça, múltiplas cabeças de compressão ou a utilização de um diafragma (Figura 30).

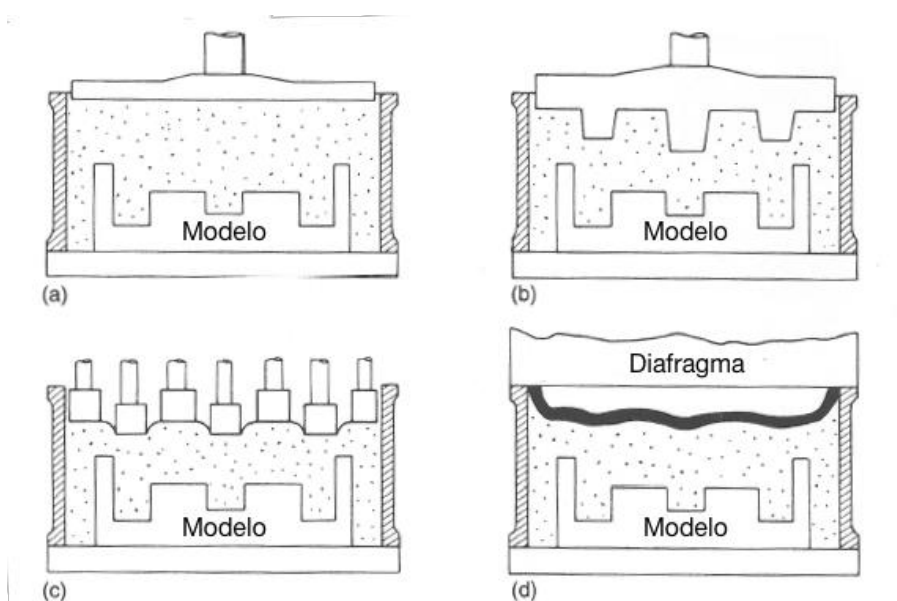


Figura 30 - Diferentes soluções construtivas para cabeças de compactação, adaptado de [28].

As pressões de compactação podem variar entre 0,7 e 2,8 MPa, mas é na casa dos 1,4 MPa que se obtêm melhores propriedades de dureza e precisão dimensional, como se pode constatar pela Figura 31 [28].

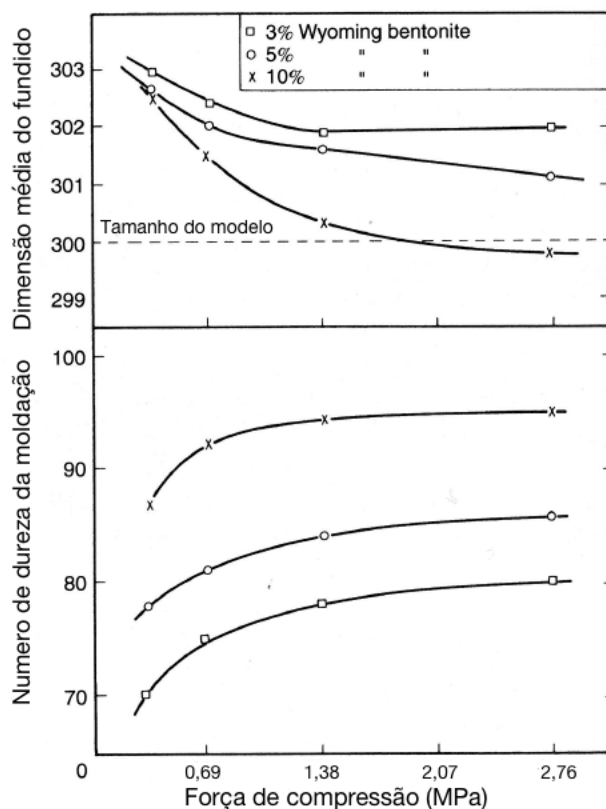


Figura 31 - Influência da pressão de compactação na dureza da moldação e na precisão dimensional, adaptado de [28].

## Insuflação

É possível também proceder à compactação por insuflação de ar comprimido, com pressões na ordem dos 6bar. Os valores de compactação finais são conseguidos por sistemas de compressão hidráulicos (Figura 32) [5].

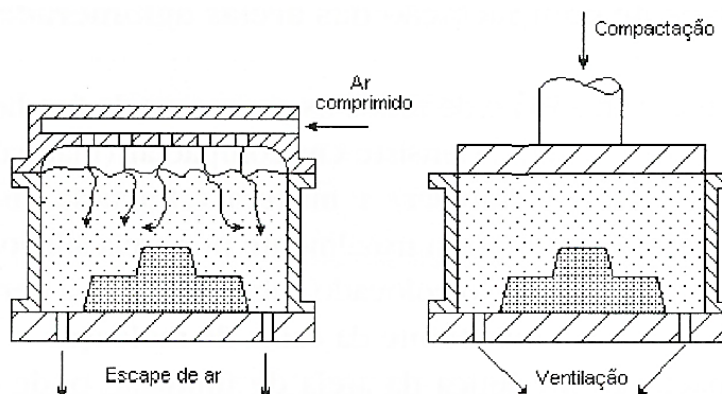


Figura 32 - Sequência esquemática do processo de insuflação seguido de compactação [5].

## Vibração

Os sistemas de vibração continuam a ser amplamente utilizados nas máquinas de compactação numa primeira fase onde se faz o depósito da areia na moldação. O uso de movimentos de vibração é também bastante utilizado para a compactação de areias quimicamente ligadas que não necessitam de grandes graus de compactação [28].

## Impulso ou onda de choque

Uma variante do processo de compactação por insuflação de ar comprimido utiliza uma mistura homogênea de ar e gás, a qual após ignição e combustão rápida provoca uma onda de choque compactando a areia.

Este tipo de compactação promove uma melhor distribuição de densidade, sendo que a moldação possui uma maior densidade junto à superfície do modelo.

A fluidização da areia aquando do rápido fluxo de ar reduz as perdas de energia por atrito e promove uma maior resistência nas superfícies exteriores da moldação. O fluxo de ar debitado pode ser controlado por forma a permitir uma densidade de compactação variável.

O processo de compactação utilizando uma onda de choque é representado esquematicamente na Figura 33 (a). O valor de compactação final pode ser conseguido por um sistema mecânico, em tudo semelhante aos anteriormente descritos, como ilustrado na Figura 33 (b) [28].

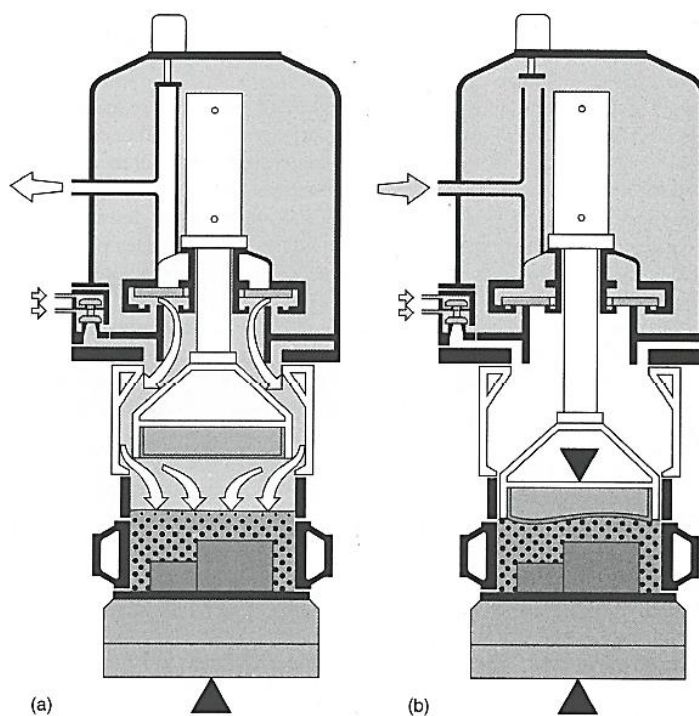


Figura 33 - (a) Compactação por impulso e (b) compactação mecânica através de cabeça flexível [28].

## 2.5 Areias quimicamente ligadas para produção de machos

Um macho interior ou núcleo é um dos componentes de maior importância na moldação, sendo normalmente utilizado no interior das moldações, para reproduzir formas que dificilmente seriam possíveis de reproduzir por moldação direta. As principais utilizações de machos estão representadas na Figura 34, e são as seguintes [28]:

- Cavidades em formas ocas (a);
- Alhetas (b);
- Cavidades profundas de difícil acesso (c);

O termo macho pode também ser aplicado a pequenos blocos da moldação produzidos com materiais ou técnicas normalmente utilizados para o fabrico de machos, como ilustrado na Figura 34 (d) e (e), designando-se normalmente por machos exteriores [28].

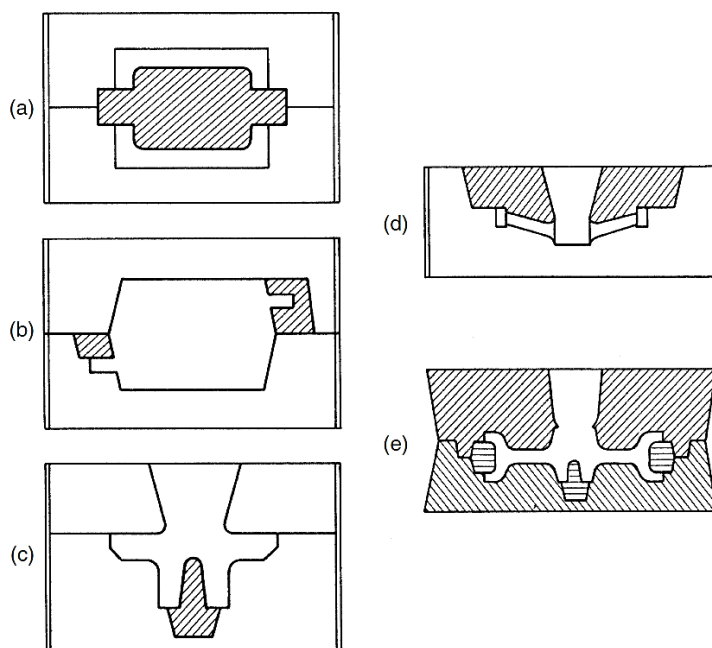


Figura 34 - Exemplos de utilização de machos [28].

São vários os processos existentes para o fabrico dos machos de areia, sendo que as areias ligadas quimicamente ligadas podem ser caracterizadas segundo os seguintes parâmetros [6]:

- **Inorgânico ou orgânico** – Os ligantes podem ser inorgânicos se não contiverem carbono na sua forma molecular. Contudo, este tipo de ligantes conferem baixa resistência às moldações e machos.
- **Catalítico** – Esta categorização é baseada na potencial de hidrogénio, ou seja, indicador de pH.

- **Mecanismo de cura** – Esta categorização é baseada no mecanismo que leva a cura, ou seja, ao endurecimento da areia.
- **Mecanismo de ativação térmica** – Categorização baseada na forma em como o fornecimento de calor influencia o processo de cura.

Na Tabela 10 são apresentados os processos de obtenção de areias quimicamente ligadas mais utilizados, segundo o seu mecanismo de cura.

Tabela 10 - Processos classificados por mecanismo de cura [6].

<i>Termicamente ativada</i>	<i>Caixa fria</i>	<i>Auto secativa</i>
<i>Processo “Shell”</i>	Fenólica Uretano (PUA)	Sistemas à base de furano
Caixa quente	Furano (SO <sub>2</sub> )	Resina fenólica com Ester
Caixa morna		Fenólico Uretano
		Silicatos com Ester

### 2.5.1 Processos termicamente ativados

#### *“Shell Moulding” ou Carapaça*

A areia usada neste processo pode ser revestida segundo dois métodos:

1. No revestimento a quente, uma resina fenólica (*novolak*) em pó misturada com areia é aquecida até cerca de 177 °C, derretendo e revestindo a areia. A areia revestida é depois “temperada” a 135 °C numa solução aquosa de hexametenotetramina e depois moída. Depois de um processo de arrefecimento, a areia é separada pela sua granulometria.
2. No revestimento tépido, uma mistura de estearato de cálcio e pó de resina fenólica de *novolak* em solução aquosa, ou à base de álcool, é aquecida até aos 93 °C, ocorrendo uma evaporação parcial do ligante.

O revestimento à quente é o mais usado neste processo e leva a menos defeitos de arranque de “pele” na areia, isto é, areia que se desprende da superfície da moldação. As areias revestidas a quente possuem menos tendência à aglomeração e respetivos problemas.

O revestimento tépido por outro lado leva a uma cura mais rápida e a excelentes propriedades mecânicas das moldações ou machos.

Para fundição de ligas de alumínio o valor de resina é geralmente inferior a 2.5%.

Este processo permite a obtenção de machos ocos que facilitam o abate das moldações. É ainda um processo que permite a obtenção de machos complexos e capazes de reproduzir detalhes finos [6], [28], [40].

#### 2.5.1.1 Caixa quente e caixa tépida

No processo de caixa quente um ligante termoendurecível no estado líquido e um catalisador são misturados com areia seca, sendo depois a mistura projetada contra

uma caixa aquecida. A temperatura de cura depende do processo, sendo que o tempo normal de cura é entre os 10 e 30 segundos.

Existem três variantes deste processo, conforme o tipo de resina utilizada:

- Resina de base furânica;
- Resina de base fenólica;
- Resina de base de ureia.

O processo de caixa tépida possibilita machos com grande precisão dimensional e excelente resistência à erosão [6], [28], [40].

### **2.5.2 Sistemas de caixa fria**

O processo de caixa fria implica que o processo de cura seja realizado à temperatura ambiente, normalmente de uma mistura de ligante e areia acelerada por um gás catalisador que atravessa a areia. [6], [28], [40]

Existem diversas variantes do processo de caixa fria como sendo:

- Fenólico Uretano (PUA);
- Furano (SO<sub>2</sub>);
- Ligantes acrílicos;
- Ligantes epoxy-acrílicos;
- Silicato de sódio;

#### **2.5.2.1 Fenólico Uretano**

O processo de caixa fria fenólico uretano foi um dos primeiros processos de caixa fria desenvolvido. Os três componentes principais deste sistema são os seguintes [5]:

1. Uma resina de Fenol-Formaldeído dissolvida numa mistura de solventes;
2. Um isocianato polimérico;
3. Um catalisador de Amina.

A resina de fenol-formaldeído fornece grupos hidróxidos que se combinam com o isocianato formando um aglomerante de uretano a uma taxa definida pela quantidade de catalisador de amina utilizado. A quantidade de aglomerante aconselhado varia entre 0,7% e 2,0% o peso da areia, numa razão entre os componentes de 1 e 2, na casa dos 55:45 ou 60:40. A quantidade de catalisador necessário varia entre os 0,4% e os 0,8% do valor de peso do componente 1 [5]. Para a fundição de alumínio é normalmente utilizado o valor de aglomerante de 1% o peso da areia numa relação 60:40, para melhorar propriedades de abate e minimizar problemas relacionados com a formação de gases [6].

Neste sistema é possível utilizar areia de sílica, olivina ou zircão, com a granulometria desejada, que é depois misturada com os componentes 1 e 2 da tabela anterior antes de ser moldada, sendo que o catalisador de amina é introduzido sob a forma de vapor que ao atravessar a areia aglomerada promove um processo de cura rápida [5].

Para que o processo decorra sem problemas é importante que a areia seja rapidamente moldada depois de se encontrar misturada com a resina [6]

A principal vantagem deste processo é a capacidade de produção de machos e moldações com grande precisão dimensional em ciclos muito curtos. Assim, este sistema é muito aplicado em séries elevadas e processos de produção de machos automatizados [5].

#### **2.5.2.2 Processo Furano (SO<sub>2</sub>)**

Este sistema utiliza basicamente três componentes.

1. Uma resina furânica, com álcool furfurílico ou formaldeído;
2. Um peróxido, em percentagens de 20% a 50% o peso da resina;
3. Um silano para melhorar propriedades de adesão.

Um gás de bióxido de enxofre (SO<sub>2</sub>) é insuflado pela mistura sendo oxidado pelo peróxido produzindo trióxido de enxofre, o qual na presença da água presente na resina produz ácido sulfúrico que polimeriza a resina.

A mistura de areia com resina apresenta um tempo de trabalho bastante elevado, bem com uma grande facilidade de moldação. Os machos e moldações produzidos segundo este processo apresentam ainda um tempo de vida bastante elevado quando armazenados e grande facilidade de abate.

Contudo este processo apresenta alguns problemas, como a aderência da resina às ferramentas ou aos canais de passagem do gás, corrosão dos equipamentos e ainda perigo de escape do gás SO<sub>2</sub> para a atmosfera [5], [6].

#### **2.5.3 Areias auto secativas**

O processo de areia auto secativa destaca-se pela capacidade de cura à temperatura ambiente. Existem sistemas orgânicos e à base de silicato. Este processo recorre a co-reagentes e catalisadores para controlar a taxa da reação química de cura. A taxa de cura determina o tempo máximo de trabalho e a estabilidade dimensional do molde ou macho.

O tempo máximo de trabalho é entendido como sendo o tempo no qual a mistura de areia revestida com resina conserva as propriedades necessárias para ser moldável, como a fluabilidade.

A taxa de cura é determinada pelo tipo de resina utilizada, e pelo tipo e quantidade de catalisador utilizado, e particularmente pela temperatura e humidade do meio onde ocorre o processo. De facto, alguns ligantes libertam água aquando do processo de cura, pelo que ambientes com elevada humidade retardam o processo de cura.

A temperatura é igualmente um parâmetro a controlar neste tipo de processo. Uma temperatura de trabalho muita baixa retarda o processo de cura e uma temperatura elevada leva a uma cura muito rápida.

A faixa de temperaturas ideal para o processamento deste tipo de areias é de 24 °C a 29 °C, sendo que o limite mínimo e máximo é de 10 °C e 43 °C, respetivamente. Relativamente à influência que a temperatura tem na taxa de cura, pode se considerar que uma variação de 10 °C na temperatura leva a que a recção seja duas

vezes mais rápida, no caso de um aumento de temperatura, ou duas vezes mais lenta caso se trate de uma diminuição de temperatura.

Os sistemas auto secativos de base orgânica destacam-se essencialmente pela capacidade de se atingir boas propriedades da moldação com quantidades de ligante muito baixas, em alguns casos inferior a 1%. No caso dos sistemas à base de silicatos, o conteúdo de ligante situa-se entre os 3-4% [6], [40].

#### **2.5.3.1 Ligantes à base de furano**

Estes sistemas à base de furano são compostos por álcool furfurílico (30 – 85%), e podem existir nas seguintes combinações:

- UF/FA – Ureia-formaldeído e álcool furfurílico;
- PF/FA – Fenol-formaldeído e álcool furfurílico;
- UF/PF/FA – Combinação de ureia-formaldeído e fenol-formaldeído com álcool furfurílico.

Todas estas variantes do processo são endurecidas por catalisadores ácidos, sendo que o tipo e quantidade de catalisador utilizado determina o tempo de trabalho e de cura [28].

Estes sistemas possuem problemas de libertação de grandes quantidades de azoto, à exceção da variante do processo que usa PF/FA. A utilização de catalisadores ácidos neste sistema leva por vezes a que os fundidos de alumínio fiquem manchados com uma coloração azul e verde [6].

As moldações que utilizam este processo apresentam excelente resistência à erosão, boa resistência a quente e sobretudo facilidade de abate, sendo a areia facilmente regenerada [6], [28].

#### **2.5.3.2 Resinas fenólicas endurecidas com éster**

Algumas resinas alcalinas fenólicas podem ser endurecidas recorrendo a vários tipos de éster orgânicos, como por exemplo metanoato de metila ou diacetato de etilenoglicol buteno. A escolha do tipo de éster condiciona o tempo de cura, que pode variar entre alguns minutos ou horas.

Este sistema alcalino é menos sensível que os sistemas ácidos, e podem-se atingir taxas de reutilização da areia na casa dos 85%. É ainda um processo com baixas emissões de gases, e com ótimas propriedades de resistência à erosão sem perda da facilidade de abate [28].

Este sistema apresenta alguns problemas em climas muito quentes e na produção de machos de grandes dimensões. Contudo, é bastante utilizado em algumas fundições de alumínio para a produção de peças de pequena e média dimensão [6].

#### **2.5.3.3 Sistemas à base de Fenólico Uretano**

Neste sistema uma resina *novolak* é misturada com um di-isocianato na presença de um catalisador à base de amina terciária sob a forma de vapor, que induz o processo de cura, função da quantidade de catalisador utilizado [6], [28].



Este sistema é considerado o sistema *standard* para a produção de moldações e machos de pequena e média dimensão com grande precisão dimensional. É ainda um processo que garante elevadas taxas de produtividade, uma vez que apresenta um tempo de cura reduzido [6].

Comparativamente ao processo de caixa fria também à base de uretano fenólico, este processo é menos afetado pela presença de humidade. É ainda um processo que permite uma recuperação quase completa da areia. Contudo é um processo que leva à libertação de grandes quantidades de azoto [6], [28].

#### 2.5.3.4 Silicatos endurecidos com éster

Este processo utiliza silicato de sódio, sendo que a ligação é desenvolvida pela reação da mistura com um éster orgânico, como por exemplo acetato de glicerina [28].

É um processo com uma capacidade de produtividade relativamente baixa, e que com potenciais problemas associados a dificuldade de abate e de regeneração da areia. É ainda um processo bastante influenciável pelos teores de humidade [6].

## 2.6 Alumínio e suas ligas

### 2.6.1 Introdução histórica

O alumínio é um elemento químico, com o símbolo Al e de número atómico 13. É o terceiro elemento químico mais abundante na superfície da terra e, como metal, é o mais abundante, sendo que ocupa cerca de 8% da mesma.

O alumínio é muito reativo quimicamente, sendo que geralmente encontra-se combinado com outros minerais. O principal mineral de onde se extrai o alumínio é a bauxite, que é uma mistura de óxido de alumínio hidratado ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) e de óxido de ferro hidratado ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ ). Outro mineral utilizado é a criolite, um hexafluoraluminato de sódio, cuja fórmula química é  $\text{Na}_3\text{AlF}_6$  [48].

O alumínio, como metal, foi obtido pela primeira vez em 1825, pelo químico dinamarquês Hans Oersted, através da redução do cloreto de alumínio [49].



Só mais tarde, em 1886, Charles Hall e Paul Héroult, obtiveram alumínio através da redução eletrolítica da alumina dissolvida na criolite fundida, num processo que patentearam com o nome de processo Hall-Héroult. Em 1888, Karl Joseph Bayer desenvolveu e patenteou também um processo de obtenção de alumina através da bauxite. O processo Bayer envolve uma lavagem da bauxite numa solução cáustica a pressão e temperatura elevadas, seguido da separação da resultante solução de aluminato de sódio e precipitação seletiva do alumínio, na forma de óxido de alumínio hidratado ( $\text{Al}_2\text{O}_3 \cdot 3\text{H}_2\text{O}$ ).

Atualmente a produção de alumínio baseia-se numa combinação do processo de Hall-Héroult com o processo de Bayer [48], [50].

O alumínio continua a ser um metal utilizado em grande escala sendo que a sua produção continua a aumentar. De facto, em 2014 foram produzidas 49,3 milhões de toneladas em todo o mundo, um aumento de 3,6% face a 2013 [51].

Atualmente a produção de alumínio envolve três processos independentes [48]:

- Extração dos minérios que contém alumina;
- Extração da alumina dos minerais;
- Produção do alumínio primário através do processo Bayer-Hall-Hérault.

O processo Bayer-Hall-Hérault pode ser descrito de forma simplificada em quatro etapas [52]:

- Extração da alumina pura da bauxite;
- O fabrico de ânodos em carbono;
- A redução da alumina em células eletrolíticas;
- A fusão de sucata com metal fundido seguido de purificação, adição de elementos de liga e vazamento em lingotes.

## 2.6.2 Propriedades do alumínio puro

O alumínio possui características únicas como sendo a sua baixa densidade, boa resistência mecânica e resistência à corrosão.

Dependendo da quantidade de impurezas, o alumínio pode ser classificado em alumínio de extrema pureza até alumínio de pureza comercial. Na Tabela 11 é apresentada a designação do alumínio segundo a norma americana da Aluminum Association (AA).

Tabela 11 - Designações do alumínio segundo o grau de pureza (norma americana) [48], [53].

<i>Alumínio, [%]</i>	<i>Designação</i>
<i>99,5000 até 99,7900</i>	Pureza comercial
<i>99,8000 até 99,9490</i>	Pureza elevada
<i>99,9500 até 99,9959</i>	Pureza super
<i>99,9960 até 99,9990</i>	Pureza extrema
<i>Mais de 99,9990</i>	Pureza ultra

As propriedades físicas do alumínio variam mediante o grau de pureza do mesmo. Na Tabela 12 são apresentadas algumas propriedades físicas do alumínio, função do seu grau de pureza.

Tabela 12 - Propriedades do alumínio para diferentes graus de pureza [48].

Propriedade	Pureza, [%]				
	99,999	99,990	99,800	99,500	99,000
Temperatura de fusão [°C]		660,2			657,0
Temperatura de evaporação [°C]		2480			
Calor latente de fusão [cal/g]		99,6			93,0
Calor específico a 100 °C		0,2226			0,2297
Massa específica 20 °C [g/cm³]	2,70	2,7	2,71	2,71	
Resistividade elétrica a 20 °C [ $\mu\Omega\text{-cm}$ ]	2,63	2,68	2,74	2,80	2,87
Coeficiente de expansão térmica [106] (20°C – 100°C)		23,86	23,5	23,5	23,5
Condutividade térmica a 100°C		0,57	0,56	0,55	0,54
Refletividade total [%]		90	89	86	
Módulo de elasticidade [GPa]		68,258			68,947

### 2.6.3 Ligas de alumínio

O alumínio tem a capacidade de se ligar a praticamente todos os metais, mas apenas algumas destas combinações originam ligas com propriedades interessantes.

Os elementos de liga mais comuns são o cobre, manganês, silício, magnésio e zinco, em teores normalmente inferiores a 10%. As primeiras ligas utilizadas em fundição foram as de alumínio-cobre e de alumínio-silício, sendo que atualmente existem centenas de ligas diferentes. Todas estas ligas encontram-se normalizadas [11].

As ligas podem ser classificadas de acordo com o seu modo de processamento, resultando em dois grandes grupos [54]:

- Ligas conformadas ou trabalhadas (*wrought alloys*);
- Ligas para fundição (*casting alloys*).

Nas ligas para fundição, para melhor se identificar as diversas ligas foi adotado o sistema da *Aluminum Association* [55], que estabelece uma nomenclatura de quatro dígitos, incluindo um ponto decimal, para designar o alumínio e as suas ligas. O primeiro dígito identifica o principal elemento de liga, o segundo e terceiro dígitos indicam outros elementos presentes na liga, ou no caso do alumínio puro, indicam o seu grau de pureza. O quarto e último dígito indica a finalidade da liga [6], [54]:

- “0” (zero) indica que a liga se encontra dentro dos valores padrão para uma liga de fundição;
- “1” (um) indica que a liga se encontra dentro dos valores padrão para um lingote;
- “2” (dois) indica também que se trata de um lingote mas com uma composição ligeiramente diferente do padrão.

Em algumas ligas, o valor numérico é precedido de uma letra, o que indica que essa liga apresenta pequenas quantidades de impurezas ou pequenas quantidades de outros elementos de liga que não os da liga base [6], [54].

Tabela 13 - Principais elementos de liga de cada série segundo a AA [54].

<i>Série</i>	<i>Principal elemento de liga</i>
1XX.X	Alumínio puro, 99,00%
2XX.X	Cobre
3XX.X	Silício com adição de cobre ou magnésio
4XX.X	Silício
5XX.X	Magnésio
6XX.X	Silício-Magnésio
7XX.X	Zinco
8XX.X	Estanho
9XX.X	Outros elementos

A liga que irá ser tema de estudo ao longo da dissertação, de acordo com a norma EN1676, é a liga AlSi7Mg0,3, que se insere na série 3XX.X.

#### 2.6.4 Elementos de liga e os seus efeitos

As propriedades das ligas de alumínio dependem de complexas interações entre a composição química e características microestruturais que ocorrem durante a solidificação e possíveis tratamentos térmicos. Como tal, importa conhecer de que forma os elementos de liga influenciam algumas das propriedades.

Serão apresentados os elementos de liga mais comuns na liga que é objeto de estudo nesta dissertação (AlSi7Mg0,3):

##### 2.6.4.1 Cobre

A adição de cobre traduz-se num aumento de resistência por endurecimento estrutural, quer a baixas temperaturas como a elevadas temperaturas. Por outro lado, o cobre leva a uma diminuição da ductilidade e promove uma corrosão mais fácil [56].

O cobre diminui também a resistência à fissuração a quente e potencia a porosidade interdendrítica [57].

##### 2.6.4.2 Ferro

O ferro é uma das impurezas mais comuns nas ligas de alumínio. O ferro apresenta elevada solubilidade no alumínio líquido. Durante a solidificação, o ferro reage com outros compostos e forma uma grande quantidade de fases intermetálicas, como o  $\text{FeAl}_3$ ,  $\text{FeMnAl}_6$  e  $\alpha\text{AlFeSi}$ . Estes compostos são insolúveis e são responsáveis pelo aumento das propriedades de resistência a elevadas temperaturas. Contudo, o aumento do teor de Ferro leva a uma fragilização das microestruturas e consequente diminuição da ductilidade [57].

O aumento do teor de ferro na liga pode também originar problemas de alimentação e excesso de porosidade [56], [57].

Segundo [58] devem-se seguir as seguintes linhas de orientação quando se tratam de ligas Al-Si:

- O teor de ferro na liga deve ser o mais baixo possível, no sentido de evitar uma diminuição acentuada da ductilidade e tenacidade, o que obriga a um contro apertado dos parâmetros da fundição por forma a evitar processo de contaminação;
- A quantidade crítica de ferro ( $Fe_{crit}$ ) para uma liga Al-Si pode ser calculada usando a Equação (5);

$$Fe_{crit} \approx 0,075 \times (\%Si) - 0,05 \quad (5)$$

- Quando a taxa de arrefecimento é muito baixa, como acontece nas moldações em areia, os problemas associados ao ferro aumentam drasticamente;
- A adição de Mn, em rácios de Mn:Fe, de aproximadamente 0,5%, ajuda na neutralização dos efeitos negativos do ferro. Contudo nem sempre esta solução é eficaz podendo levar a formação de “pontos duros” que dificultam as operações de maquinaria;
- A adição de Mn em ligas com elevadas concentrações de ferro pode levar a formação de grande quantidade de escória.

#### 2.6.4.3 Zinco

A adição de zinco por si só não oferece vantagens significativas às ligas. Contudo, quando em conjunto com o cobre ou magnésio favorece os tratamentos térmicos ou de envelhecimento [57]. Na liga em estudo, este elemento aparece como impureza.

#### 2.6.4.4 Titânio

O Titânio é extensamente utilizado como elemento refinador de grão nas ligas de alumínio, geralmente combinado com pequenas quantidades de boro. O titânio é adicionado as ligas de alumínio formando uma fase de  $TiAl_3$  que vai servir de nucleador das dendrites primárias do alumínio. O boro em conjunto com o Titânio forma uma fase de  $TiB_2$  que promove uma nucleação mais efetiva do que quando é unicamente utilizado o titânio [56], [57].

Este elemento de liga é geralmente utilizado em quantidades superiores às necessárias para que ocorra um bom refinamento de grão por forma a reduzir a tendência à fissuração a quente[57].

Segundo [59] a adição de Titânio, em teores superiores a 4% em massa, nas ligas Al-Si leva a um aumento da microdureza da liga por precipitação da fase  $Al_3Ti$ . Contrariamente ao que acontece nas ligas que contém o Titânio como elemento base, nas quais o aumento do teor de Titânio aumenta a resistência ao desgaste, nas ligas Al-Si o aumento da quantidade de Titânio diminui a resistência ao desgaste devido a propensão da fase  $Al_3Ti$  à fragilização e microfissuração.

#### 2.6.5 Caracterização da liga utilizada

A liga de alumínio que é atualmente utilizada na Firmago, S.A. através do processo de fundição por gravidade é a liga  $AlSi7Mg0,3$ , ou numericamente designada por AB-

42100, designações estas dadas pela norma EN 1676 [60]. Esta liga será também utilizada no processo de baixa pressão e por conseguinte importa caracterizá-la corretamente. Na Tabela 14 são indicadas as principais designações da liga utilizada, segundo as principais normas mundiais.

Tabela 14 - Designações da liga AlSi7Mg0,3 segundo as principais normas [61], [62].

<i>Norma</i>		<i>Designação</i>
<i>EN 1676</i>	<i>Química</i>	AB-AlSi7Mg0,3
	<i>Numérica</i>	AB-42100
<i>UNI (Itália)</i>		8024
<i>AA (USA)</i>		A356.0
<i>NF (França)</i>		A-S7G03
<i>BS 1490 (UK)</i>		LM 25
<i>DIN 1725-5 (Alemanha)</i>		GB-AlSi7Mg
<i>JIS H 5202 (Japão)</i>		AC4C

A liga AlSi7Mg0,3, segundo a designação da *Aluminum Association* (AA) é a liga A356.0 que se enquadra nas ligas de alumínio da série 3XX.X. A série 3XX.X compreende como principal elemento de liga o silício, e adição de magnésio, como se pode atestar pela Tabela 13.

As ligas Al-Si são extensamente utilizadas na indústria automóvel, aeroespacial e outras, devido as suas excelentes propriedades de fundição, baixo coeficiente de dilatação, boa resistência específica e boa resistência à corrosão [62].

Na Tabela 15 é apresentada a respetiva composição química em percentagem mássica da liga AlSiMg0,3 segundo a norma EN 1676 [60].

Tabela 15 - Composição da liga AlSi7Mg0,3 segundo a EN 1676 [60].

<i>Elementos de liga</i>	<i>Percentagem mássica (%)</i>
<i>Si</i>	6,5 – 7,5
<i>Fe</i>	0,15
<i>Cu</i>	0,03
<i>Mn</i>	0,10
<i>Mg</i>	0,30 – 0,45
<i>Cr</i>	-
<i>Ni</i>	-
<i>Zn</i>	0,07
<i>Pb</i>	-
<i>Sn</i>	-
<i>Ti</i>	0,10 – 0,18
<i>Outros</i>	0,03
	0,10

Todas as ligas binárias Al-Si são sistemas eutéticos, cujas fases em equilíbrio são a solução sólida de alumínio  $\alpha$  e cristais de silício puro. A temperatura do eutético é geralmente aceita como sendo  $577 \pm 1^\circ\text{C}$  e a composição varia entre os 11,7% e os 14,5%, sendo que o valor tipicamente utilizado como referência é  $12,5 \pm 0,1 \%$ , ou de  $12,6 \pm 0,1 \%$  em massa [62]–[64].

Dependendo do teor de silício a liga pode ser hipoeutética ( $<12 \%$  Si), eutética (12-13 % Si) ou hipereutética ( $>13\%$  Si) [56].

As ligas comerciais de Al-Si possuem geralmente entre 5 a 23% em massa de silício [65].

Na Figura 35 é apresentado o diagrama de equilíbrio das ligas Al-Si.

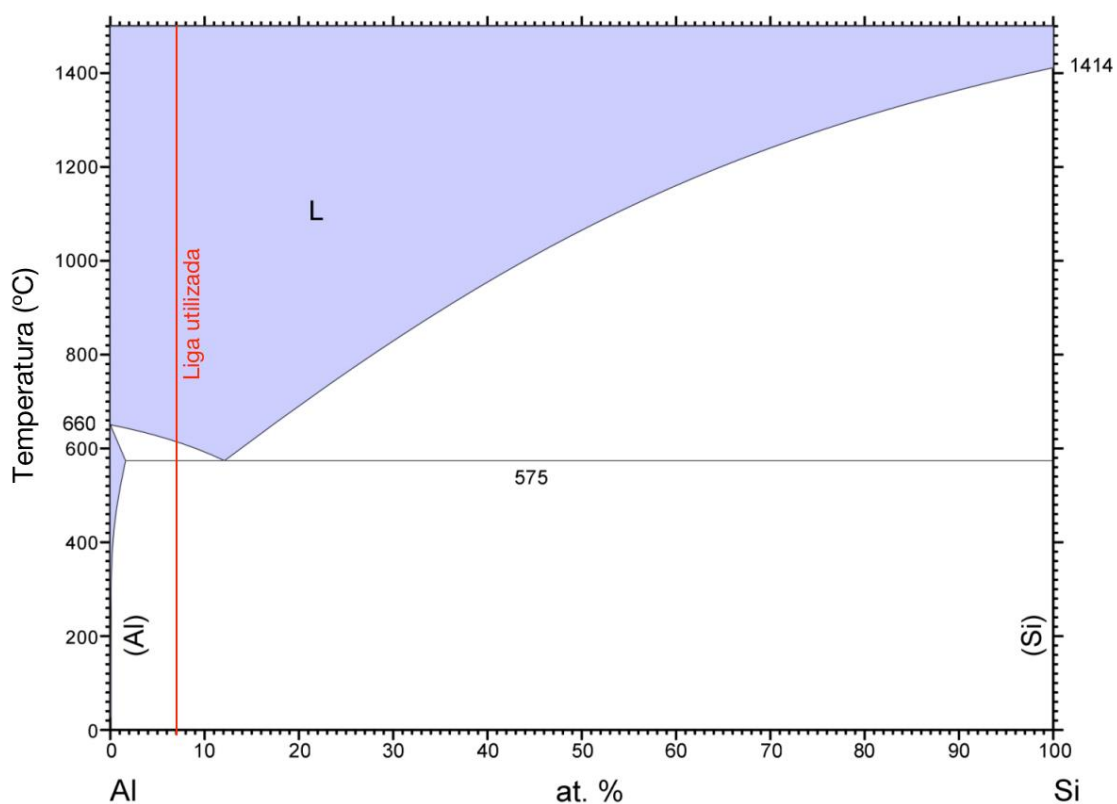


Figura 35 - Diagrama de equilíbrio Al-Si, adaptado de [66].

A microestrutura de uma liga Al-Si é definida por uma matriz macia contínua de solução sólida de alumínio  $\alpha$  contendo células eutéticas de  $(\alpha+\text{Si})$  que podem apresentar diferente morfologia.

A solução sólida de alumínio  $\alpha$  é a matriz da liga binária Al-Si e cristaliza sob a forma de dendrites não facetadas na malha cristalográfica do alumínio.

Os precipitados de silício são geralmente cristais facetados praticamente puros de silício, com diferentes morfologias, dependendo do teor de silício, agentes modificadores e dos mecanismos de solidificação da liga [65].

Os dois métodos mais comuns para se conseguir um aumento de resistência nas ligas de alumínio são:

- Dispersar elementos de liga numa solução sólida e de seguida trabalhar a liga a frio. Estas ligas são designadas de ligas de encruamento.
- Dissolver elementos de liga numa solução sólida e de seguida precipitar os mesmos em pequenas partículas a baixas temperaturas. Estas ligas designam-se por ligas de endurecimento por precipitação ou envelhecimento.

A liga em estudo nesta dissertação enquadra-se nas ligas de endurecimento por precipitação.

A maioria dos elementos tem uma solubilidade muito baixa no alumínio e são segregados para os limites das células dendríticas. Se a concentração for suficientemente elevada, formam-se partículas de segunda fase com um tamanho na ordem dos 10  $\mu\text{m}$  [53].

Na Tabela 16 são apresentadas algumas das propriedades dos elementos de liga mais utilizados nas ligas de alumínio, bem como os seus limites de solubilidade.

Tabela 16 – Propriedades e solubilidade dos elementos de liga [53], [65].

<i>Elemento</i>	<i>Massa específica [g/cm<sup>3</sup>]</i>	<i>Temperatura de fusão [°C]</i>	<i>Solubilidade líquida máx. [%mássica]</i>	<i>Solubilidade máx. na fase <math>\alpha</math>-Al [%mássica]</i>
<i>Zn</i>	7,140	419,5	95,0	82,8 (380 °C <sup>1</sup> )
<i>Mg</i>	1,740	650,0	35,0	14,9 (450 °C)
<i>Al</i>	2,699	660,5	-	-
<i>Si</i>	2,350	1440,0	12,6	1,65 (577 °C)
<i>Mn</i>	7,430	1240,0	1,95	1,82 (660 °C)
<i>Fe</i>	7,870	1538,0	1,87	0,052 (655 °C)
<i>Cu</i>	8,960	1083,0	33,15	5,67 (550 °C)
<i>Ti</i>	4,506	1668,0	0,15	1,00 (1230 °C)

As propriedades mecânicas numa liga Al-Si são maioritariamente determinadas pela estrutura da matriz e características da sua microestrutura. As principais características da microestrutura são o tamanho de grão, distância entre braços dendríticos (DAS), tamanho, forma e distribuição das partículas de silício eutético, e ainda, morfologia e quantidade de fases intermetálicas presentes na microestrutura [62].

Na Tabela 17 são sintetizadas algumas das propriedades físicas da liga AlSi7Mg0,3.

<sup>1</sup> Temperatura na qual se considera a solubilidade máxima para cada elemento de liga.



Tabela 17 - Propriedades físicas da liga AlSi7Mg0,3 [62].

<i>Propriedade</i>	<i>Valor</i>
<i>Coefficiente de expansão térmica (por °C a 20-100°C)</i>	$22 \times 10^6$
<i>Condutividade térmica (<math>Wm^{-1}C^{-1}</math> a 25°C)</i>	151
<i>Condutividade elétrica (% do cobre)</i>	39
<i>Massa específica (<math>g/cm^3</math>)</i>	2,68
<i>Intervalo de solidificação (°C)</i>	614-550

### 2.6.5.1 Influência do silício

O silício, resultante da redução da sílica presente na bauxite, é a segunda impureza mais abundante no alumínio, depois do ferro. É ainda um dos elementos de liga mais utilizado nas ligas de alumínio [64].

A solubilidade máxima de silício sólido no alumínio, à temperatura de 577 °C é de 1,65% em massa. Este valor pode subir para 16% no caso de um rápido arrefecimento da liga, sendo que o eutético se desloca para o valor de 17% de silício [62].

A adição de silício no alumínio puro aumenta a fluidez, o que se traduz numa melhor colabilidade. A adição deste elemento químico reduz a contração durante o processo de solidificação elevando a resistência à fissuração a quente. As ligas binárias Al-Si são as únicas ligas de alumínio que não são propensas à fissuração a quente.

O silício é um dos poucos elementos de liga que pode ser adicionado ao alumínio sem aumento de densidade ou redução da colabilidade, uma vez que possui uma densidade de 2,3 g/cm<sup>3</sup>, um valor muito próximo da densidade do alumínio puro [62].

A adição de silício não afeta apreciavelmente a tensão superficial do alumínio [64].

Na Figura 36 é possível apreciar a influência do silício nas propriedades de extensão após rotura, tensão de rotura e dureza, sendo ainda possível constatar que a liga em estudo se encontra na zona que reúne no geral as melhores propriedades.

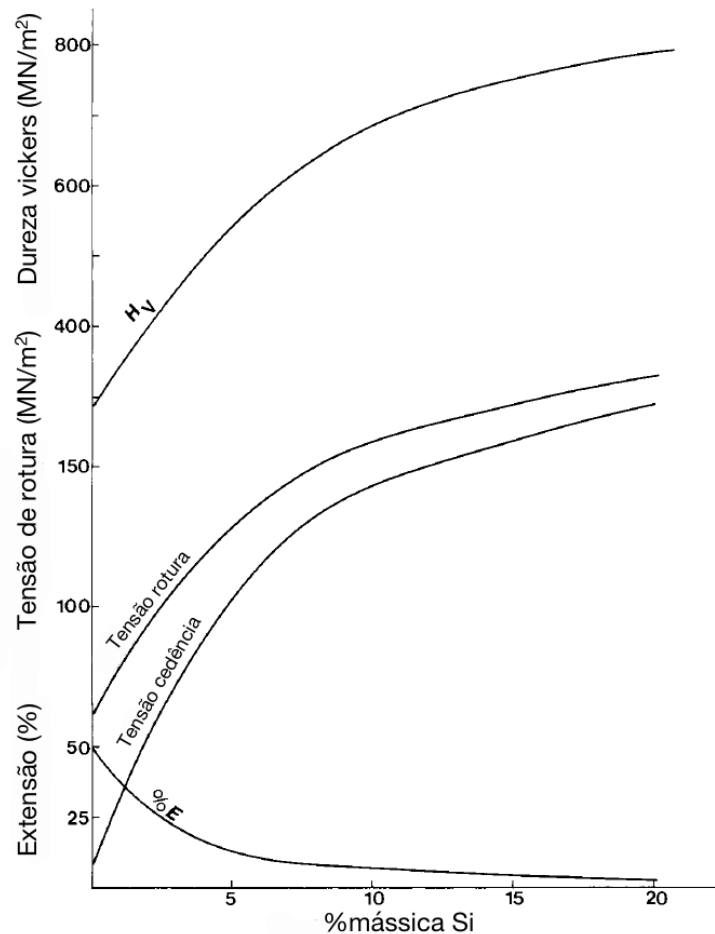


Figura 36 - Propriedades mecânicas de uma liga Al-Si em função do teor de silício, adaptado de [64]

#### 2.6.5.2 Influência do magnésio

A presença de Magnésio na liga Al-Si permite aumentar os valores de resistência após tratamento térmico, uma vez que o Mg combina-se com o Si formando um composto de endurecimento por envelhecimento ( $Mg_2Si$ ), que precipita durante o tratamento térmico. Durante o vazamento, o Mg não afeta significativamente as propriedades de fundição.

Como os níveis de Si são muito superiores aos de Mg, é a quantidade de Mg que influencia diretamente o grau de endurecimento [62].

#### 2.6.5.3 Influência de outros elementos

Os elementos químicos Na, Sr, Sb, Ca e Re modificam a morfologia do Si eutético de acicular grosseiro para uma forma fibrosa mais fina melhorando assim as propriedades mecânicas da liga.

O Ti, B e Zr promovem o refinamento de grão primário  $\alpha$ , resultando numa redução de porosidades e defeitos associados a contração do metal.

Elementos como o Cr, Mn, Co, Se e Ca alteram a morfologia das plaquetas do composto intermetálico de ferro melhorando algumas propriedades mecânicas da liga.

Normalmente o cálcio é considerado um elemento nocivo para as ligas Al-Si. Contudo o cálcio na sua forma mais elementar atua como modificador do eutético, melhorando as propriedades de resistência ao impacto, principalmente em ligas com elevado teor de ferro [62].

#### 2.6.5.4 Propriedades de maquinabilidade

A liga A356.0 possui maquinabilidade satisfatória, sendo que o elevado desgaste da ferramenta associado à maquinagem desta liga pode ser minimizado recorrendo à utilização de ferramentas com revestimentos elevada dureza, ou mesmo ferramentas de PCD (diamante policristalino aglomerado com ligante metálico). É ainda recomendável a utilização de uma velocidade de corte moderada a alta, e ferramentas com ângulos de ataque e de saída elevados [6].

#### 2.6.5.5 Acabamento/Soldabilidade/Resistência à corrosão

Relativamente a fenómenos de corrosão, a liga A356.0 apresenta boa capacidade de resistência às formas de corrosão mais comuns, podendo ainda ser protegida com um tratamento de anodização de proteção.

Esta liga apresenta uma soldabilidade boa, sendo que todos os métodos de soldadura podem ser aplicados a peças obtidas nesta liga. A brasagem não é utilizada [6].

#### 2.6.5.6 Tratamentos Térmicos

De seguida serão apresentadas as etapas e propriedades mecânicas obtidas pelo tratamento térmico T6. Para mais detalhe sobre este assunto consultar informação presente em [6].

##### Tratamento térmico T6

A solução de têmpera T6 envolve as seguintes fases [6]:

1. Aquecimento à temperatura de 540 °C durante 12 horas;
2. Mergulho em água a uma temperatura entre os 66 °C e 100 °C;
3. Estágio ao ar à temperatura ambiente durante um mínimo de 8 horas;
4. Aquecimento à temperatura de 154 °C durante 3 a 5 horas.

Na Tabela 18 são apresentadas as propriedades mecânicas obtidas nos fundidos obtidos através de moldações em areia para diferentes tratamentos térmicos.

Tabela 18 - Propriedades mecânicas típicas obtidas com moldação em areia [6].

<i>Estado (têmpera)</i>	<i>Resistência à tração [MPa]</i>	<i>Tensão de limite elasticidade (0,2%) [MPa]</i>	<i>Extensão após rotura [%]</i>	<i>Dureza Brinell (HB)</i>
<i>F</i>	159	83	6,0	-
<i>T51</i>	180	124	3,0	-
<i>T6</i>	276	207	6,0	75
<i>T71</i>	207	138	3,0	-

## 2.7 Porosidade e inclusões nas ligas de alumínio

Durante o processo de solidificação ocorrem diversos fenómenos de natureza física e química que poderão afetar as características dos produtos finais. A solidificação em peças de geometrias complexas promove o aparecimento de porosidades, que degradam as propriedades mecânicas da peça. Os principais mecanismos que levam à formação de porosidades são a precipitação de hidrogénio ou a contração no estado líquido.

### 2.7.1 Hidrogénio

O hidrogénio é o único gás que é apreciavelmente solúvel no alumínio, especialmente no estado líquido. A sua solubilidade no alumínio depende diretamente da temperatura e da raiz quadrada da pressão, sendo que aumenta rapidamente com o aumento da temperatura aquando o alumínio se encontra no estado líquido [6], [53], [54]. De facto, no estado líquido obtém-se uma solubilidade mínima de 0,69 ppm, ao passo que no estado sólido este valor decresce para um máximo de 0,04 ppm, como aliás se pode constatar pela análise da Figura 37, na qual é apresentada a solubilidade do hidrogénio a diferentes temperaturas para o alumínio puro no estado líquido e sólido. De salientar que alguns elementos de liga influenciam ligeiramente o valor da solubilidade. O aumento do teor de silício e cobre diminuiu a capacidade de solubilidade do hidrogénio. Por outro lado, o magnésio e o lítio aumentam o valor de solubilidade [54].

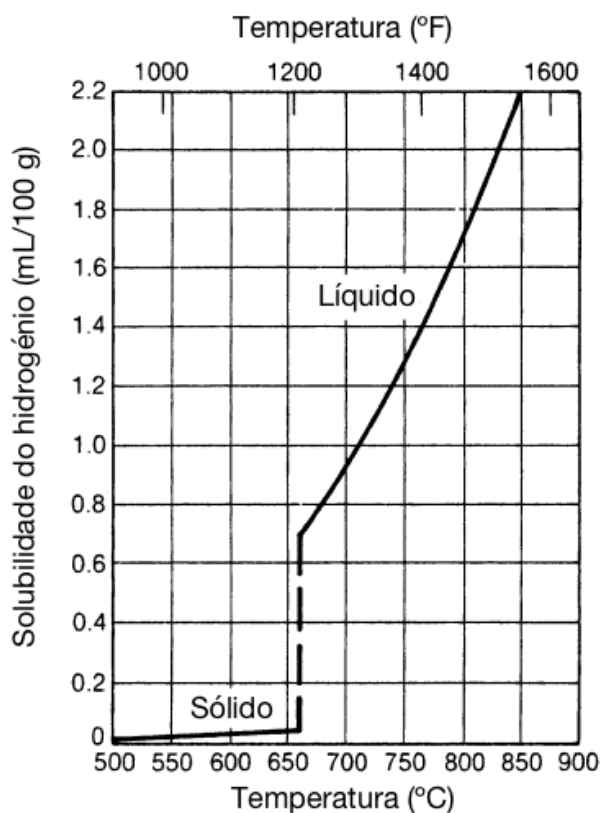


Figura 37 - Solubilidade do hidrogénio no alumínio a 1 atm, adaptado de [57].

Durante o arrefecimento e solidificação, e devido à queda abrupta de solubilidade aquando da passagem do estado líquido para o estado sólido, o hidrogénio em excesso pode precipitar na sua forma molecular, resultando em defeitos de grande dimensão como bolhas (*blowholes*) ou de pequena dimensão nomeadamente a porosidade primária ou secundária [40], [57]. As bolhas (*blowholes*) são cavidades, esféricas, achatadas ou alongadas que geralmente se encontram na superfície da peça [67].

A porosidade primária ou interdendrítica forma-se quando os níveis de hidrogénio dissolvido são muito elevados e este é rejeitado na frente de solidificação, originando a formação de bolhas. Quando os teores de hidrogénio dissolvido são baixos surge a porosidade secundária ou micro-porosidade [57].

Segundo [57], o processo de precipitação do hidrogénio envolve as seguintes fases:

1. Difusão dos átomos de hidrogénio no banho metálico;
2. Nucleação subcrítica em função do tempo e arrefecimento;
3. Aparecimento de precipitados estáveis;
4. Crescimento dos precipitados à medida que ainda existem átomos livres.

O resultado final é uma distribuição de porosidades ao longo da estrutura solidificada.

Como a formação de porosidade do hidrogénio é um processo de difusão e nucleação, a diminuição da concentração de hidrogénio bem como o aumento da taxa de arrefecimento reduz a formação e crescimento das porosidades, como se pode comprovar pela análise da Figura 38 [57]. Assim sendo, as moldações em areia, por possuírem um valor de condutividade térmica mais baixo que as moldações metálicas, propiciam o aparecimento de mais porosidades [54].

Valores de hidrogénio dissolvido abaixo dos  $0,01 \text{ cm}^3/100\text{g}$  originam geralmente peças isentas de porosidade ou bolhas associadas ao problema do hidrogénio [6].

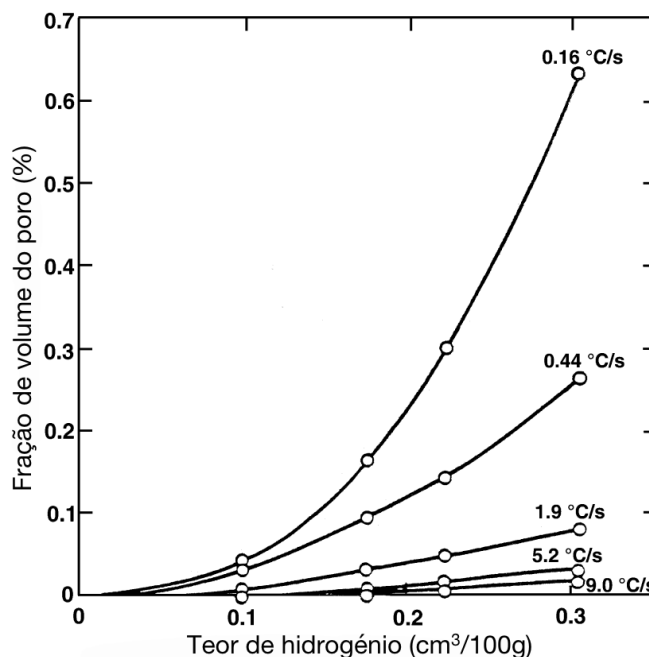


Figura 38 - Porosidade em função do teor de hidrogénio e da taxa de arrefecimento, adaptado de [57].

Em alguns casos o hidrogénio pode ser introduzido no alumínio por forma a tentar modificar a forma e a distribuição dos rechupes em peças ou secções da peça com dificuldades de enchimento. No entanto, na grande maioria das aplicações o hidrogénio é indesejado e leva a um detrimento das propriedades mecânicas da liga [54], [57]. Na Figura 39 é evidenciada a redução do valor da tensão de limite elástico e de cedência da liga 356, que é uma liga com composição muito próxima da liga A356 em análise.

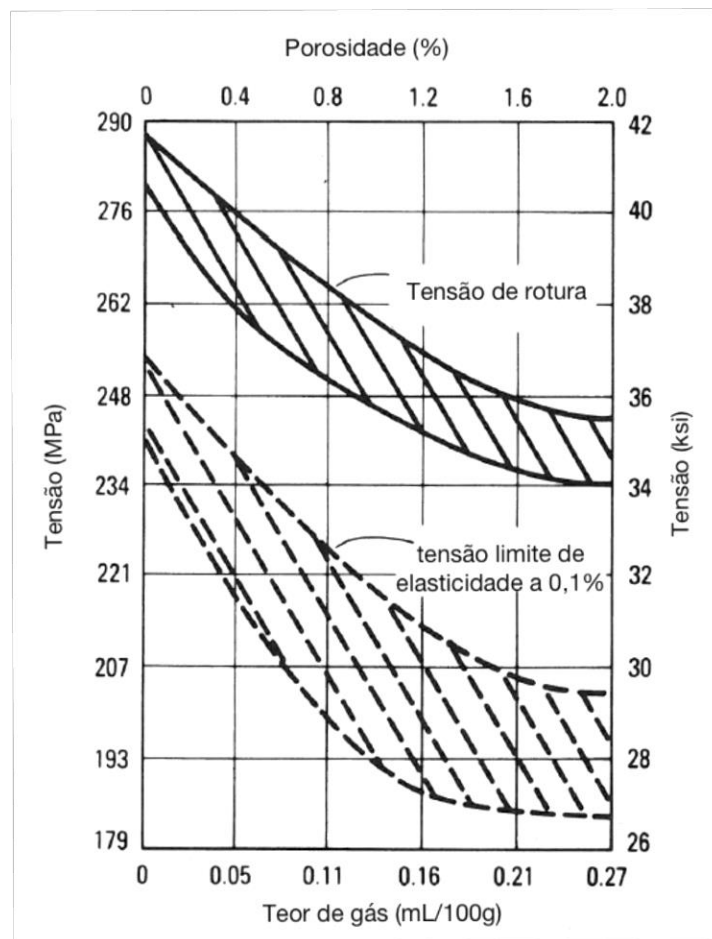


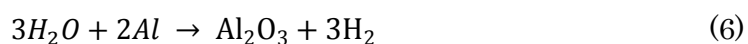
Figura 39 - Influência do teor de hidrogénio na tensão de limite elástico e de cedência da liga 356, adaptado de [54].

Segundo [6], [54], [57], existem diversos fatores que levam a absorção de hidrogénio, entre os quais:

- **Atmosfera dos fornos** – O uso de fornos aquecidos por combustão podem gerar hidrogénio livre caso haja uma combustão incompleta;
- **Cargas utilizadas** – Os lingotes, sucatas e retornos contém por vezes óxidos, óleos e outros contaminantes que podem constituir uma fonte de hidrogénio por redução dos compostos orgânicos neles presentes ou por decomposição do vapor de água;
- **Fluxos** – A grande maioria dos fluxos utilizados são higroscópicos, podendo levar a libertação de hidrogénio por decomposição do vapor de água;

- **Componentes externos** – Alguns componentes ou ferramentas em contacto com o banho podem introduzir hidrogénio se não estiverem completamente limpos;
- **Reações entre o metal e a moldação** – Se o processo de enchimento for turbulento a inclusão de ar no banho pode resultar numa fonte de hidrogénio.

Nas moldações em areia, o excesso de humidade pode também ser uma fonte de hidrogénio. De facto, o vapor de água é um dos maiores responsáveis pela presença de hidrogénio na liga, contendo até cerca de 9% em massa de hidrogénio [6]. Segundo [6], [48], [68], o alumínio reage com o vapor de água segundo a reação enunciada na Equação (6).



#### 2.7.1.1 Remoção do hidrogénio da liga

O valor do hidrogénio dissolvido pode ser reduzido por vários métodos, sendo que o método mais simples passaria por conservar o metal a baixa temperatura, onde os valores de solubilidade do hidrogénio são mais baixos, promovendo uma desgaseificação natural [54]. Contudo, na prática são utilizados outros métodos com sendo:

- Desgaseificação por purga ou fluxo de gás;
- Desgaseificação por misturadores mecânicos;

##### Desgaseificação por fluxo de gás

O método mais simples de desgaseificação do alumínio consiste em injetar sob pressão um gás através de um tubo ou lança revestido a cerâmica ou constituído por grafite. O gás serve para recolher o hidrogénio por diminuição da pressão parcial do hidrogénio, sendo que o hidrogénio difunde para o tubo de purga ou bolhas de gás, subindo depois até à superfície do banho de alumínio sendo expelido depois para a atmosfera [54].

As lanças produzem geralmente bolhas de grande dimensão que sobem rapidamente pelo banho metálico causando turbulência na superfície do banho. Como as bolhas tendem a subir na proximidade do tubo é necessário recorrer a utilização de várias lanças para uma correta desgaseificação ou proceder à constante movimentação da lança ao longo do banho metálico [6].

O gás utilizado pode ser inerte, como o árgon ou o azoto, ou reativo como o cloro ou o freon 12. Os gases reativos são usados em pequenas quantidades, em conjunto com os gases inertes, sendo que não geralmente não ultrapassam os 10%. Estes gases vão reagir com o banho metálico favorecendo a desgaseificação do alumínio devido à melhoria da coalescência do hidrogénio [54].

Geralmente, é utilizado gás cloro ou misturas de gases contendo cloro, na medida que a desgaseificação é mais rápida comparativamente ao uso de apenas gases inertes ou freon 12. Uma mistura de azoto, cloro e monóxido de carbono revelou-se também bastante eficiente na desgaseificação do alumínio [54].

Na Figura 40 é apresentado o tempo médio de desgaseificação em função do teor de hidrogénio dissolvido para diferentes gases de purga para a liga 356.

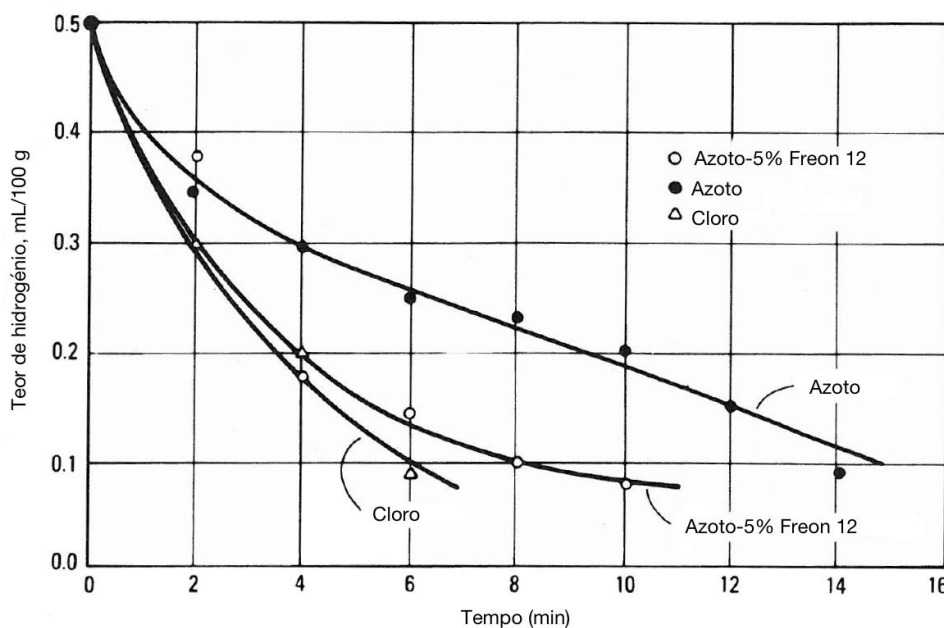


Figura 40 - Eficiência de desgaseificação alguns gases de purga para a liga 356, adaptado de [40].

### Desgaseificação por hexacloroetano

Um dos métodos mais utilizados para a desgaseificação de alumínio é a desgaseificação através de pastilhas de hexacloroetano ( $C_2Cl_6$ ), que se dissolvem no alumínio formando um gás de  $AlCl_3$ . As bolhas formadas por este gás agrupam-se com o hidrogénio permitindo assim a ascensão deste a superfície do banho e consequente expulsão para a atmosfera [54]. Por razões ambientais, e de segurança, o uso de cloro não é recomendável, por formar ácido clorídrico.

### Desgaseificação através de rotor

O uso de sistemas de desgaseificação por gás simples, através de tubos ou lanças, por vezes não são completamente eficientes, uma vez que estes processos dependem exclusivamente do tamanho das bolhas e da área de contacto destas com o banho metálico para efetuar a desgaseificação, levando a que surjam problemas quando na presença de grandes quantidades de alumínio sem agitação [54].

Assim sendo desenvolveram-se sistemas de desgaseificação inerte por injeção rotativa de gás inerte. O princípio destes sistemas consiste em injetar gás no veio do rotor que por sua vez é libertado no banho por dispersores, ou seja, pequenas aberturas na base do rotor, que se encontra em rotação. Aquando da rotação a



velocidades na ordem das 300 a 500 rpm, os dispersores produzem uma grande dispersão de bolhas de muito pequena dimensão, favorecendo uma correta desgaseificação do banho [54]. Este processo de desgaseificação é extremamente eficiente na medida em que produz uma grande dispersão de bolhas muito pequenas que ascende lentamente até à superfície do banho sem causar fenómenos de turbulência à superfície como acontece nos sistemas de desgaseificação por lança [6].

Na Figura 41 é feita uma representação esquemática de um sistema de desgaseificação por rotor inserido numa linha de produção de alumínio primário. Atualmente existem disponíveis no mercado sistemas com menor dimensão, adaptados para fornos de manutenção.

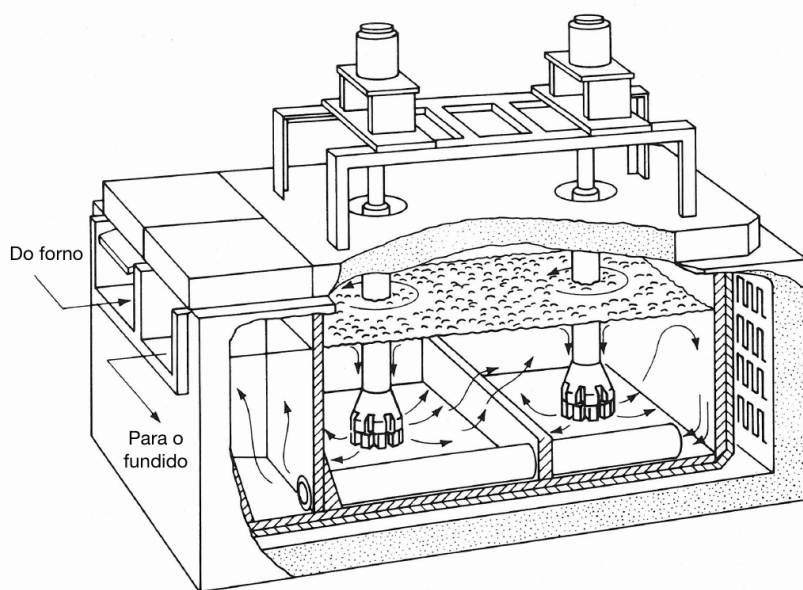


Figura 41 - Representação esquemática de um sistema de desgaseificação por rotor inserido numa linha de refinamento de alumínio, adaptado de [40].

Com a maioria dos sistemas comerciais é possível obter concentrações finais de hidrogénio abaixo do valor de 0,15 ml/100g, mesmo para teores iniciais de hidrogénio elevados, como aliás se pode corroborar pela análise da Figura 42 (a) [54]. Na Figura 42 (b) é indicado o teor de hidrogénio em função do tempo de desgaseificação para os diferentes métodos supramencionados.

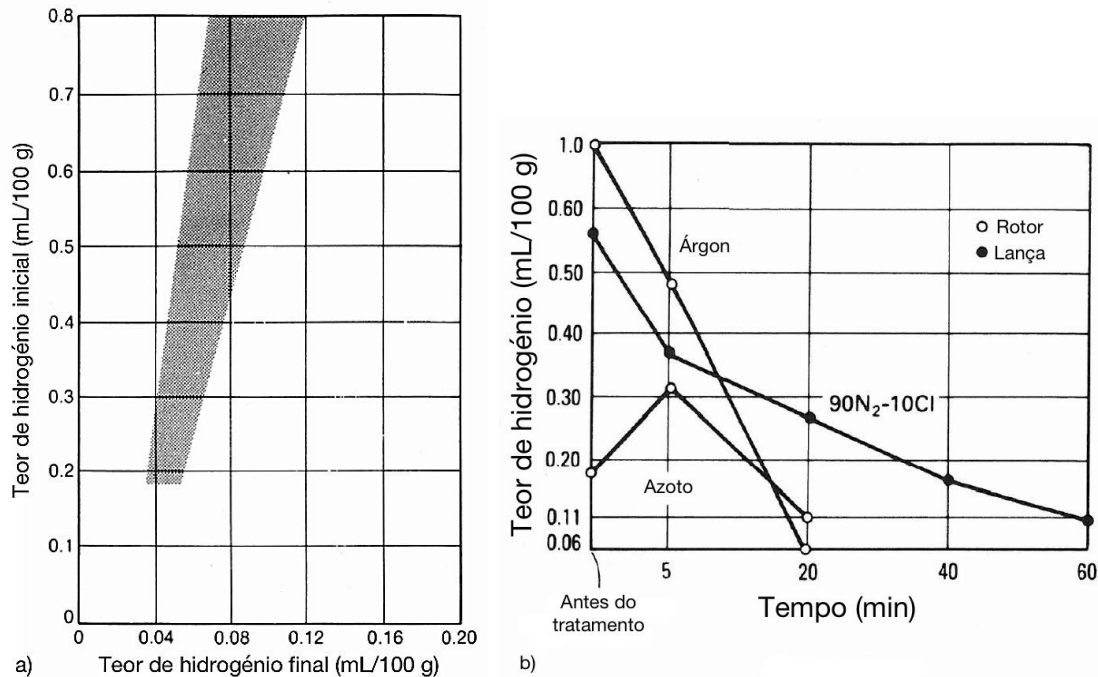


Figura 42 - (a) Gama de valores de degaseificação para sistemas de rotor. (b) Comparação de eficiência entre sistemas de rotor e de degaseificação por lança da liga a357.

Existem diversos fatores que influenciam a degaseificação, como sendo o teor de hidrogênio inicial, tamanho do banho, *geometria* dos dispersores, velocidade de rotação do rotor e, fluxo de gás, entre outros [54]. Segundo [54], para uma unidade alguns dos valores considerados normais são os seguintes:

- Rácio do diâmetro dispersor/cadinho de 20 a 25%;
- 350 a 450 rpm para a velocidade do veio;
- Fluxo de gás de 0,50 a 0,57 m<sup>3</sup>/h.

#### Degaseificação por inserto poroso

Uma outra forma de proceder a degaseificação do alumínio consiste na utilização de insertos porosos nos dispersores ou no final dos tubos ou lanças. Estes insertos são geralmente de grafite ou materiais cerâmicos com porosidades muito finas, por onde vai ser libertado o gás. Esta porosidade permite a criação de uma dispersão de bolhas de pequena dimensão, comparáveis as conseguidas por rotor [54]. Este sistema requer uma grande quantidade de gás para uma correta degaseificação, pois é um método localizado e o inserto poroso não possui grande área de ação [6].

É ainda possível a instalação destes materiais nas bases dos cadinhos.

A eficiência deste processo depende de fatores como [54]:

- Tempo de permanência da bolha;
- Fluxo de gás;
- Profundidade do banho metálico;
- Tamanho do cadinho.

Este sistema pode ser mais económico que os sistemas de degaseificação por rotor, uma vez que, os sistemas de rotor requerem uma manutenção mais periódica [54].

Pela análise da Figura 43 é possível verificar que os sistemas de degaseificação por inserto poroso são mais eficientes que os sistemas por lança ou tubo, mas comparativamente aos sistemas de rotor para o mesmo nível de hidrogénio final o tempo de degaseificação é bastante superior.

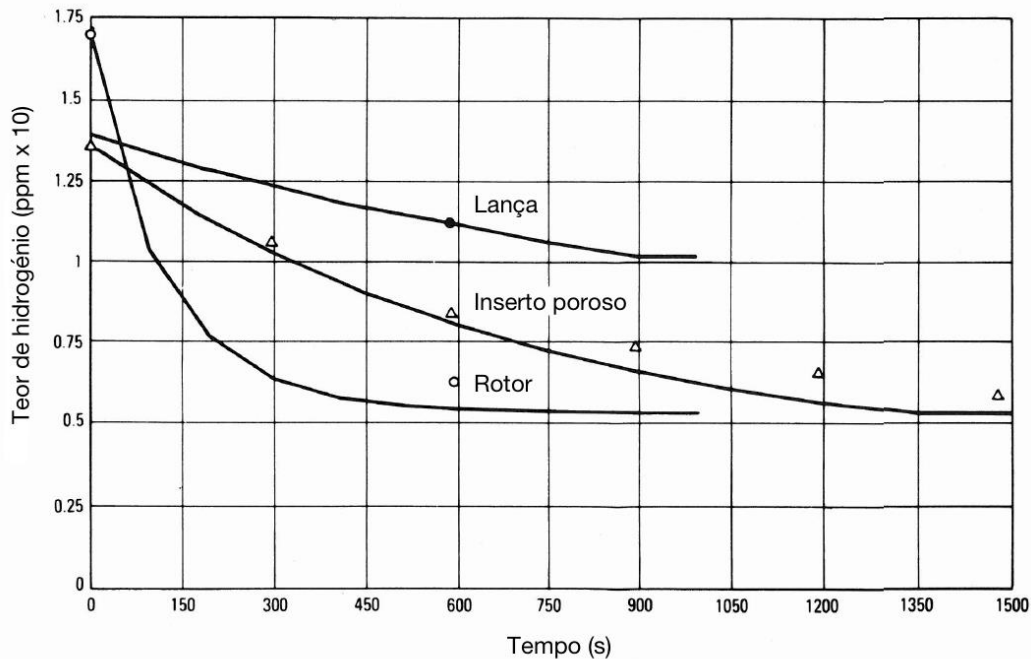


Figura 43 - Comparação de eficiência de sistemas de degaseificação por lança, inserto poroso e rotor para o mesmo tipo de gás, adaptado de [54].

### 2.7.2 Oxidação

O alumínio e as suas ligas oxidam quer no estado sólido ou líquido formando uma película muito fina de óxido altamente estável. A taxa de oxidação aumenta com o aumento da temperatura particularmente no estado líquido [53], [54].

Os óxidos são formados por oxidação direta com o ar, reação com o vapor de água ou por reação com outros óxidos. A película de óxido atinge espessuras entre os 2,5 a 3 nm aquando em contacto com ar seco, podendo este valor ser 2x superior na presença de vapor de água [53].

A película de óxido nas ligas de alumínio funciona como proteção do metal quando este está no estado sólido. Contudo quando a liga se encontra no estado líquido a oxidação tem efeitos nefastos tais como [69]:

- Redução da colabilidade provocada pela presença de óxidos em suspensão;
- Redução das propriedades mecânicas das peças na medida em que os óxidos traduzem-se em grande parte em inclusões e filmes;

- Redução da maquinabilidade por aparecimento de pontos duros de alumina  $\alpha$  ou óxidos de outros elementos.

A espessura da película de óxido quando o alumínio se encontra no estado líquido aumenta rapidamente e pode atingir espessuras elevadas na ordem dos 10  $\mu\text{m}$ , mas na presença de alguns elementos e liga podem formar-se óxidos com características diferentes de alumina [69].

Os elementos de liga como o ferro, zinco e manganês apesar de não alterarem a natureza da película de óxido que se forma, que continua a ser a alumina, aumentam ligeiramente a oxidação a elevadas temperaturas. O berílio quando utilizado em pequenas quantidades (0,005%) reduz em 1/10 as perdas por oxidação, formando uma película de BeO. O magnésio favorece a oxidação, formando uma película de  $\text{Al}_2\text{O}_3\text{MgO}$  [68].

A minimização da oxidação nas ligas de alumínio pode ser realizada através das seguintes medidas [69]:

- Utilização de fornos que minimizem a exposição do banho com a superfície;
- Adoção de técnicas de fusão rápida;
- Evitar a utilização de cargas e equipamentos que não estejam limpos e secos;
- Utilização de uma atmosfera protetora de  $\text{N}_2$  ou Árgon, principalmente nos processos de baixa pressão.

## 2.8 Sistemas de gitagem e alimentação

O sistema de gitagem é constituído por um conjunto de canais e componentes externos à peça que permitem fazer o vazamento do metal na cavidade da moldação. O sistema de alimentação tem com principal função a compensação da contração do metal na peça no estado líquido e aquando da solidificação.

Na Figura 44 são ilustrados os principais componentes constituintes de um sistema de gitagem e alimentação convencional para fundição por gravidade.

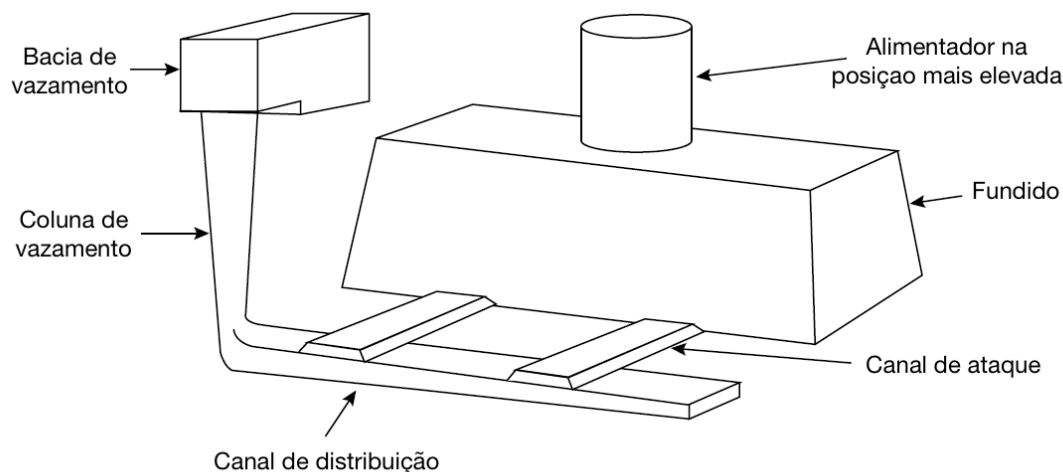


Figura 44 - Principais componentes constituintes do sistema de gitagem e alimentação [37]

Normalmente é executado primeiro o estudo do sistema de alimentação, determinando-se o volume da peça e dos componentes que o sistema engloba, valor este que irá servir de base para o cálculo do volume de metal necessário para a função de enchimento.

O projeto do sistema de gitagem passa pelo estabelecimento do número, forma, dimensões e localização dos vários canais, para que, no final, se obtenha a maior rentabilidade possível. A gitagem mais económica é a que atinge um melhor compromisso entre o número de peças perdidas, ou seja, com defeitos não admissíveis, e o volume do sistema de gitagem, isto é, dos gitos de alimentação e alimentadores. O rendimento global do processo pode ser dado pela Equação (7) [5].

$$\text{Rendimento} = \frac{\text{Peso das peças acabadas e sãs}}{\text{Peso total do metal vazado}} \times 100 \quad (7)$$

O projeto dos sistemas de gitagem deve contemplar uma série de parâmetros já conhecidos para evitar problemas e defeitos durante a fase de enchimento ou durante a fase posterior de arrefecimento e solidificação.

### **2.8.1 Elementos do projeto do sistema de gitagem e alimentação**

Previamente ao dimensionamento dos diversos componentes, é necessário que o projetista tome decisões ao nível da conceção do sistema que condicionam posteriormente a fase de dimensionamento.

#### **2.8.1.1 Sistema vertical versus sistema horizontal**

A utilização de um sistema vertical ou sistema horizontal passa simplesmente pela escolha da orientação da linha de apartação da moldação. Convencionalmente são utilizados sistemas horizontais, no qual o sistema de enchimento é disposto também horizontalmente ao longo do plano de separação das duas moldações [5].

Os sistemas com plano de apartação vertical, por outro lado, apresentam os componentes de gitagem na posição vertical. Apesar de os sistemas de gitagem estarem orientados de forma diferente, os pressupostos utilizados para o dimensionamento do mesmo são equivalentes [5].

As moldações horizontais permitem vaziar maiores quantidades de metal, quando comparadas com as moldações verticais, na medida em que esta disposição confere maior resistência a moldação. Por outro lado, alguns sistemas verticais possuem a capacidade de funcionar sem necessidade de caixas de moldação. Estes sistemas apresentam ainda uma maior cadência de produção, bem como uma maior flexibilidade por permitirem estabelecer dimensões variáveis para as moldações [5], [70].

#### **2.8.1.2 Sistemas pressurizados versus sistemas não pressurizados**

Os sistemas de gitagem podem ser englobados em três categorias, de acordo com a localização do área onde ocorre o estrangulamento do fluxo de escoamento, que determinará o caudal de enchimento e consequente tempo de enchimento da peça [5], [25].

Os sistemas podem ser pressurizados, não pressurizados ou mistos. Esta classificação varia mediante a localização da secção crítica que restringe o fluxo de metal. Habitualmente a secção crítica situa-se na base do canal de descida ou no ponto de bifurcação entre o canal de descida com os canais de distribuição horizontais.

Um sistema de gitagem designa-se pressurizado quando é nos ataques que se encontra a secção crítica. Neste tipo de sistema é feita uma redução sucessiva da área dos canais sempre que se efetua uma transição da horizontal e vertical e vice-versa no sentido dos ataques [71].

Num sistema despressurizado a secção crítica encontra-se logo canal de descida, sendo que a área aumenta progressivamente no sentido dos canais de ataque, por forma a assegurar que o metal entra na cavidade a uma velocidade inferior a velocidade crítica [71].

Os sistemas pressurizados possuem a vantagem de ser mais compactos e possuir menos peso, permitindo portanto um maior rendimento entre a quantidade de metal vazado e o metal convertido em fundido. A progressiva redução de áreas conduz o

metal no sentido da cavidade, tornando o processo mais eficiente, por redução do tempo necessário ao vazamento. Contudo, estes sistemas potenciam a erosão dos machos e das cavidades, estabelecendo a necessidade de prever a localização dos canais por forma a minimizar eventuais danos [5], [70]. Esta desvantagem encontra-se explicitada na Figura 45 (a).

Os sistemas não pressurizados apresentam a vantagem de reduzir a velocidade de escoamento à medida que este se aproxima da entrada da cavidade, favorecendo um escoamento laminar. Assim, este tipo de sistemas é recomendado para ligas com forte tendência a oxidar e a formar escória, como por exemplo as ligas de alumínio [5], [70]. Contudo, os sistemas não pressurizados introduzem na peça grandes quantidades de inclusões gasosas devido ao não preenchimento integral do canal de distribuição durante o vazamento. É possível compreender melhor este efeito pela análise da Figura 45 (b) [37].

Segundo [37] deve-se abandonar o conceito de uma restrição localizada. Deve-se tentar que o metal esteja em permanente contacto com a totalidade das paredes do sistema de gitagem. Assim, o sistema de gitagem deve ser executado no sentido de promover uma espécie de restrição contínua. Desta forma, foram introduzidos novos sistemas apelidados de “naturalmente pressurizado” ou “ligeiramente pressurizado” que pretendem ir de encontro ao conceito de uma restrição contínua. A grande desvantagem de este tipo de sistemas centra-se no facto de estes não possuírem qualquer tipo de mecanismo de redução de velocidade do metal, obrigando à utilização de mecanismos externos para esse efeito, como por exemplo [37]:

- Utilização de filtros;
- Extensões do canal de distribuição especialmente desenhadas para o efeito;
- Utilização de ataques verticais em forma de leque;
- Outros mecanismos de controlo de velocidade.

No caso dos sistemas de baixa pressão, o problema da velocidade é atenuado pela possibilidade de regulação da velocidade de entrada do metal na cavidade.

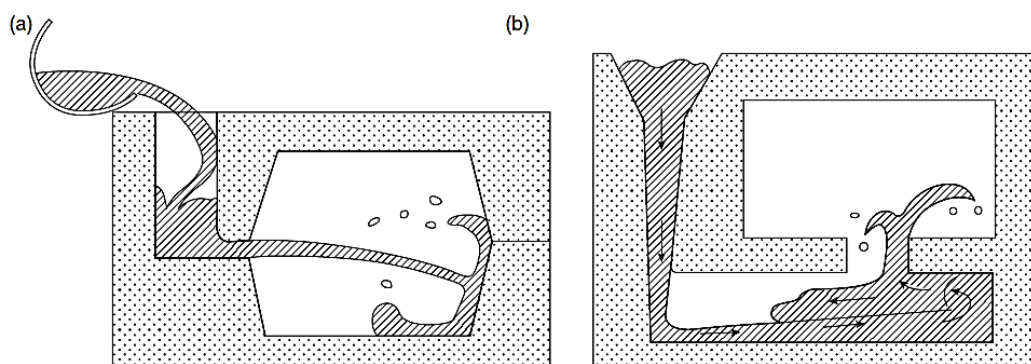


Figura 45 - Exemplificação das desvantagens de um sistema pressurizado (a) e de um sistema despressurizado (b) [37].

A definição do tipo de sistema utilizado implica a determinação da relação de gitagem, isto é, da relação das áreas transversais do canal de descida, canais de

distribuição e ataques. A relação de gitagem é geralmente apresentada sob a forma de uma razão numérica, como explicitado na Equação (8):

$$\text{gito de enchimento: canal de distribuição: canal de ataque} \quad (8)$$

Na Tabela 19 são apresentados alguns exemplos de relações de gitagem mais utilizadas para os diversos tipos de sistemas adotados, segundo a razão numérica explicitada na Equação (8).

Tabela 19 - Exemplos de relações de gitagem

<i>Sistema</i>	<i>Exemplo de razões de gitagem</i>
<i>Pressurizado</i>	1:0,8:0,6
	1:1:0,8
<i>Despressurizado</i>	1:2:4
	1:4:4
<i>Natural</i>	1:1,2:1,4
	1:1:1
<i>Ligeiramente pressurizado</i>	1:1,1:1,2
	1:1,2:2
<i>Com filtragem em espuma</i>	1:1:4
<i>Com redução de velocidade</i>	1:1:10

### 2.8.1.3 Geometria do sistema de gitagem

A geometria dos diversos componentes do sistema de gitagem influencia diretamente a qualidade dos fundidos, uma vez que o fluxo é alterado sempre que exista uma mudança significativa na geometria no canal por onde flui.

A presença de curvaturas com ângulos próximos de 90° pode influenciar negativamente o comportamento do metal líquido. De facto, pela observação da Figura 46 é possível constatar que a mudança subtida de direção do fluído provoca uma zona de baixa pressão na proximidade da curva, provocando turbulência no fluído. Esta maior turbulência promove a retenção de ar no sistema de gitagem e consequentemente provoca problemas de inclusões nas peças [72].

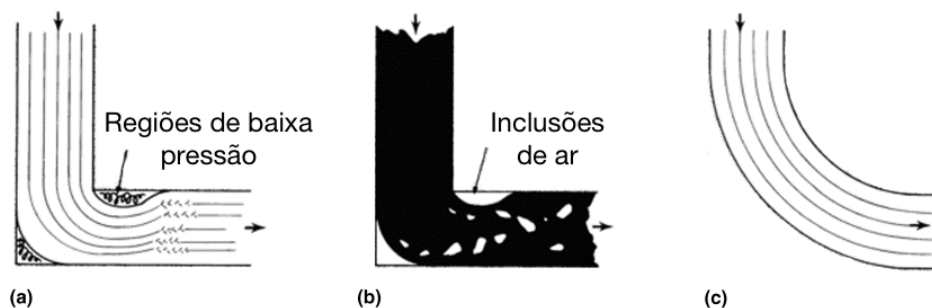


Figura 46 - Exemplificação dos fenómenos que ocorrem na presença de uma curva no sistema de gitagem, adaptado de [72].



Por forma a minimizar este efeito nefasto é recomendado que sejam utilizadas curvas com uma transição mais progressiva como ilustrado na Figura 46 (c). Esta metodologia deve ser implementada na totalidade do sistema de gitagem, sendo aplicável quer aos canais de distribuição como também aos ataques.

Os sistemas de gitagem incluem ainda secções nas quais ocorre uma redução da secção, que, tal como situação anterior, deve ser o mais progressiva possível evitando desta forma uma erosão acentuada da moldação nesses locais.

A convergência ou divergência dos canais exerce efeitos distintos sobre o fluxo de metal.

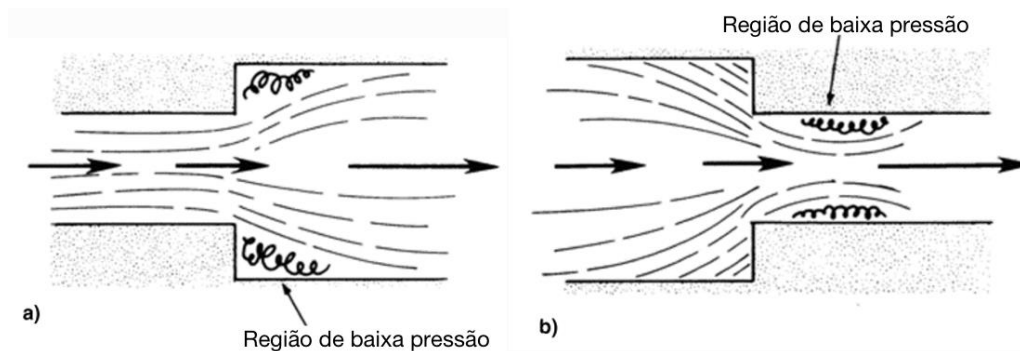


Figura 47 - Representação do efeito provocado por divergência (a) e convergência (b), adaptado de [72].

Como se pode comprovar pela análise da Figura 47 (a), o aumento abrupto de secção pode originar regiões de baixa pressão que levam a que o metal não contacte com a totalidade da parede do canal. A passagem do fluxo por uma região mais constrita induz fenómenos de *vena contracta*, como se pode atestar pela análise da Figura 47 (b). Na região de divergência do fluxo devido ao fenómeno de *vena contracta* existe uma perda de energia e pressão considerável [70], [73].

### 2.8.2 Frente de avanço do metal líquido

A fluidez de cada material influencia diretamente a forma como a frente de metal líquido se propaga pelos canais de distribuição. Geralmente os metais puros ou ligas eutéticas fluem melhor pelos canais de distribuição, quando comparados com outras ligas que apresentam uma coexistência entre uma fase líquida e uma fase sólida, na medida em a frente líquida apenas termina o seu avanço quando o metal se encontra totalmente solidificado. Nas ligas com composições não eutéticas, como a liga em estudo, a velocidade de avanço do metal vai diminuindo progressivamente até que a elevada viscosidade da zona pastosa interrompe por completo o fluxo de metal [74].

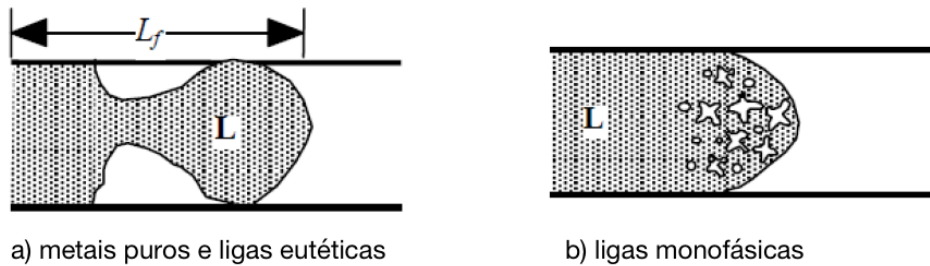


Figura 48 - Esquema de progressão da frente de solidificação para ligas eutéticas (a) e ligas monofásicas (b) adaptado de [74].

Segundo *Campbell* [75], é importante que não surjam fendas na barreira superficial que envolve a frente do metal líquido, bem como evitar fenómenos de deformação localizada da frente de metal que podem originar o encapsulamento de ar ou outras impurezas. Dito isto, é importante que os sistemas de gitagem sejam projetados por forma a evitar ao máximo este tipo de efeitos no fluxo de metal [70].

Para além dos problemas relacionados com inclusões de ar, estes fenómenos propiciam descontinuidades na superfície do metal líquido, que de certa forma apresenta memória de forma, o que pode conduzir a que as fendas criadas pelas descontinuidades não sejam eliminadas na fase de solidificação e no final surjam no fundido como um defeito [70].

Os filmes de óxidos, por vezes presentes na superfície da frente de metal, podem-se entranhar no seio do metal líquido, originando uma inclusão não metálica, que pelo efeito de entalhe afecta negativamente as propriedades mecânicas da peça. Por outro lado, esta película pode ser benéfica no caso de ligas muito reativas como são as ligas de alumínio, no sentido em que a oxidação é retardada por esta mesma película superficial [74], [75].

### 2.8.3 Processo de enchimento

No projecto do sistema de gitagem primeiramente é importante conhecer o tempo de enchimento da moldação. Existem diversos modelos para determinar o tempo de enchimento, sendo possível efetuar o cálculo da mesma através da Equação (9).

$$t_{max} = B \times \sqrt{G} \quad (9)$$

Na qual, o tempo  $t$  é obtido recorrendo a um factor  $B$  que varia em função da espessura mínima da peça, e que pode ser obtido na Tabela 20, e  $G$  que é a massa de material que passa pela secção em causa [70].

Tabela 20 - Fatores para estimar o tempo de enchimento da cavidade.

<i>Espessura mínima da parede da peça (mm)</i>	<i>Factor B</i>
3 – 5	3 para $G \leq 1$ kg / 1,5 para $G \geq 4$ kg
5 – 10	4 para $G \leq 1$ kg / 2,0 para $G \geq 4$ kg
10 – 20	5 para $G \leq 1$ kg / 2,5 para $G \geq 4$ kg
$\geq 20$	6 para $G \leq 1$ kg / 3,0 para $G \geq 4$ kg

O teorema de Bernoulli é um princípio básico de hidráulica que relaciona diversos fatores como pressão, velocidade e altura ao longo de uma linha de fluxo e que pode ser aplicado como referência na conceção de um sistema de gitagem. Contudo, alguns dos pressupostos nos quais o teorema se baseia não se verificam na prática, pelo que existem restrições quanto à validade e aplicabilidade deste teorema e dos demais conceitos de mecânica dos fluídos clássica [5], [72], [76].

O cálculo das áreas de ataque pode ser determinado com base na fórmula de Torricelli a qual define a velocidade do fluído à entrada do ataque, afetada de um factor de correção no sentido de contemplar as perdas por atrito, cuja quantificação teórica é muito complexa [5], [70]. A velocidade  $v$  nos ataques é dada pela Equação (10).

$$v = \gamma \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot h} \quad (10)$$

Na qual  $g$  é a aceleração da gravidade e  $h$  a diferença de cotas entre o início do vazamento e altura da secção analisada e  $\gamma$  é o fator de perda que pode variar entre 0,2 e 0,8 [5]. O fator de perda depende de diversas variáveis como sejam a viscosidade do material, temperatura de vazamento, composição do metal ou a geometria dos ataques. É comum que os valores do fator de perda variem para os diferentes componentes do sistema de gitagem. A inexistência de um valor padrão para o fator de perda, obriga a que o projeto e cálculo do sistema de gitagem seja iterativo, sendo os valores refinados de acordo com os tempos de vazamento verificados experimentalmente [70].

É possível também obter a velocidade do fluído recorrendo a uma equação alternativa, baseada no princípio da conservação de energia aplicada a equação de Bernoulli.

$$p_1 + \rho \cdot g \cdot h_1 + \left[ \frac{(\rho \cdot v_1^2)}{2} \right] = p_2 + \rho \cdot g \cdot h_2 + \left[ \frac{(\rho \cdot v_2^2)}{2} \right] \quad (11)$$

Onde  $p$  representa a pressão em cada um dos pontos à altura correspondente. A altura  $h$  depende da alimentação seleccionada, como ilustrado na Figura 49.

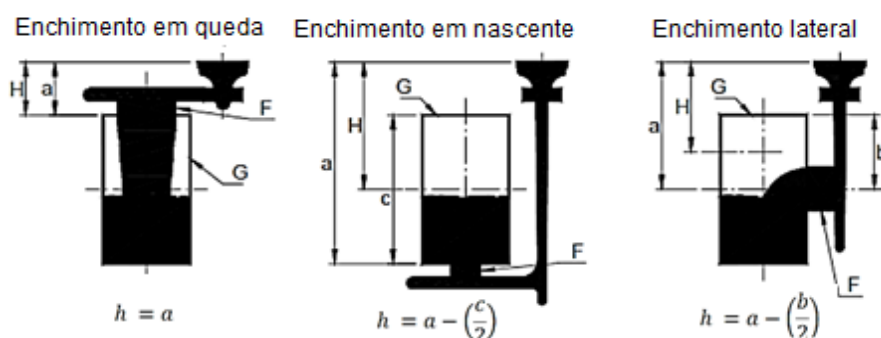


Figura 49 - Altura metalúrgica em função do tipo de alimentação selecionado [70].

O tipo de gitagem utilizado influencia diretamente a qualidade do fundido, sendo que enchimentos em nascente diminuem o risco de turbulência e de formação de inclusões não metálicas [75]

Por forma a conhecer o caudal médio de metal  $Q$  que passa na secção crítica utiliza-se a Equação (12), na qual  $V$  representa a volume de material que flui pela seção em questão, e  $t$  representa o tempo necessário para preencher toda a cavidade após essa secção [70].

$$Q = \frac{V}{t} \quad (12)$$

O caudal volúmico pode ainda ser definido pelo produto da área da secção  $St$  pela velocidade  $v$ , obtendo-se a Equação (13).

$$Q = St \cdot v \quad (13)$$

Igualando ambas as Equações (12) e (13) e resolvendo a equação em ordem à área da secção  $St$  obtem-se a seguinte Equação:

$$St = \frac{V}{t \cdot \gamma \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot h}} \quad (14)$$

Na utilização de moldações verticais é comum a existência de diversos patamares de ataque, o que implica necessariamente uma variação da secção de ataque por forma a manter a velocidade do fluxo constante.

A velocidade de entrada do metal na cavidade é um dos parâmetros mais importantes na qualidade final da peça, sendo que no caso do alumínio a velocidade máxima recomendada nos ataques é de 500 mm/s [70].

### 2.8.3.1 Processo de enchimento no processo de baixa pressão

Segundo [77], o processo de enchimento por baixa pressão pode ser dividido em três fases de acordo com a velocidade na secção do tubo de subida de metal. As três fases são os seguintes:

1. Fase de “subida”, na qual o metal flui do cadinho até a entrada da cavidade da moldação, sendo esta fase caracterizada por ligeiras oscilações na velocidade do tubo de subida.
2. Fase de “dispersão”, na qual o metal se dispersa deste a zona dos ataques à moldação até preencher uma “camada” da cavidade da moldação. Esta fase é caracterizada por um súbito aumento de velocidade no tubo de subida do metal.
3. Fase de enchimento, na qual o metal enche a restante cavidade, sendo que a velocidade no tubo de subida se mantém constante ou aumenta ligeiramente de acordo com a velocidade de pressurização.

Estas três fases podem melhor ser compreendidas pela análise da Figura 50.

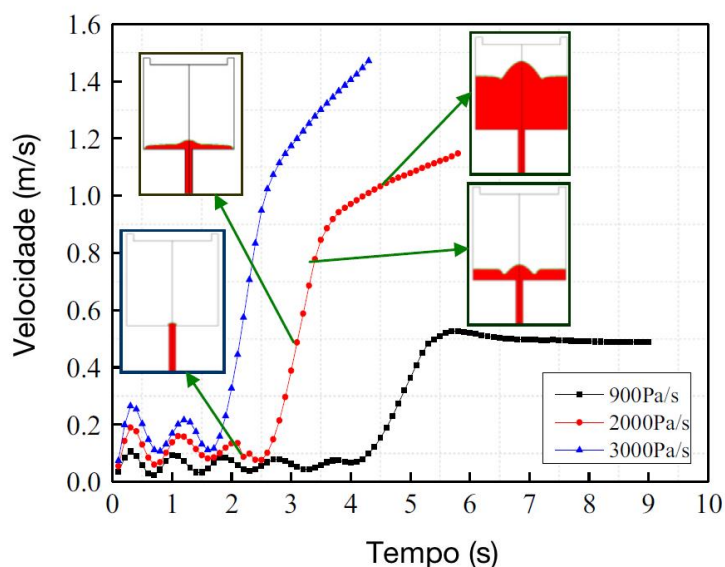


Figura 50 - Velocidade no tubo de subida em função da velocidade de pressurização, adaptado de [77].

Na fase de enchimento, a utilização de uma correta velocidade de pressurização assegura uma velocidade no tubo de subida do metal constante, e inferior ao valor considerado crítico de 500 mm/s, assegurando um enchimento suave e mais próximo do laminar. Velocidades elevadas no tubo de subida causam um fenómeno de “repuxo” e de vórtices do metal que leva ao aparecimento de inclusões de filmes de óxidos.

Contrariamente ao processo convencional de fundição por gravidade, onde a inclusão de filmes de óxido tende a ocorrer numa fase inicial do enchimento, no processo de baixa pressão este fenómeno tende a ocorrer numa fase posterior do enchimento, sendo acentuado pela escolha de uma velocidade de pressurização elevada [77].

Segundo [77], para a liga A356 a escolha da velocidade de pressurização correta pode ser expressa pela Equação (15):

$$\frac{dP(t)}{dt} = \rho g \left( 1 + \frac{A_t}{A_c} \right) \frac{A_m}{A_t} v_g \quad (15)$$

Na qual,  $A_t$  representa a área da secção do tubo de subida do metal,  $A_m$  representa a área da secção da cavidade,  $A_c$  a área da secção do cadinho, e  $v_g$  a velocidade no tubo de subida do metal.

#### 2.8.4 Processo de solidificação

Durante o arrefecimento e solidificação existem três etapas de contração do metal. A contração no estado líquido, que toma lugar ainda no metal líquido até à formação da fase sólida, a contração de solidificação, que decorre até a extinção da fase líquida, e por fim a contração sólida, que resulta do arrefecimento do metal já no estado sólido [75]. Na Figura 51 é possível observar a evolução das diferentes etapas de contração em função da temperatura.

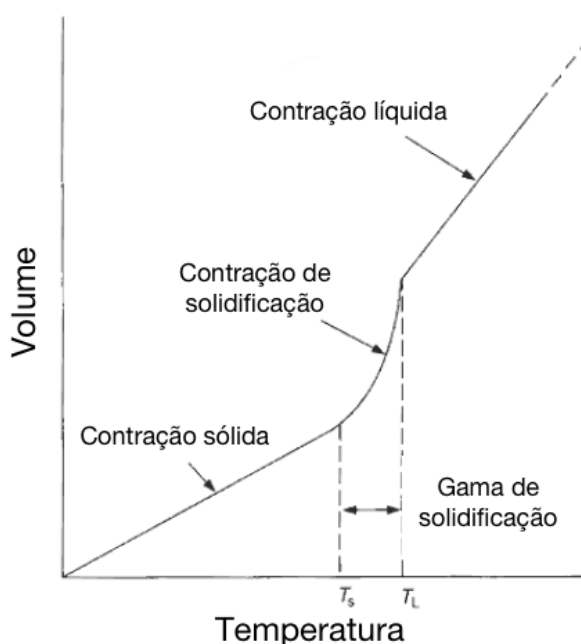


Figura 51 - Etapas de contração volumétrica durante o arrefecimento, adaptado de [75].

A contração no estado líquido é relativamente baixa e não é uma etapa fulcral para a qualidade final da peça, uma vez que a quantidade de metal necessária para compensar a contração é assegurada pelo excesso de metal presente no próprio sistema de giteagem [75].

A contração de solidificação, entre as temperaturas de liquidus ( $T_L$ ) e solidus ( $T_S$ ), é bastante mais problemática no que diz respeito a possibilidade de criar defeitos

críticos no fundido, como por exemplo os rechupes. Os rechupes resultam de uma compensação ineficaz da contração volúmica que ocorre durante a mudança de fase do estado líquido para o estado sólido, originando assim vazios na peça. Atualmente é possível estimar com uma confiança as zonas propícias à ocorrência de rechupes ou defeitos relacionados com problemas de contração [75].

A capacidade de se desenvolver uma solidificação direcional sustentada depende em grande parte da forma como a liga solidifica, sendo que as ligas podem ser classificadas em três tipos de acordo com o seu intervalo de solidificação [72]:

- Curto – intervalo de solidificação  $<50\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;
- Médio – intervalo de solidificação de  $50$  a  $110\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;
- Longo – intervalo de solidificação superior a  $110\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

Segundo [62] a liga em estudo solidifica entre os  $615$  e os  $550\text{ }^{\circ}\text{C}$ , que se enquadra no intervalo de solidificação médio, que combina os fenómenos de solidificação em “pele”, típicos de ligas com um intervalo de solidificação curto, e fenómenos de solidificação “pastosa”, típicos de ligas com intervalos de solidificação longos [72].

Inicialmente, a solidificação de um metal em contacto com uma parede de moldação ocorre rapidamente por nucleação heterogénea, formando-se uma estrutura de grão fino designada vulgarmente por “pele de peça”. Nas ligas não eutécticas, como é o caso da liga em estudo, a solidificação ocorre em duas frentes que se propagam de fora para dentro, sendo que entre as duas formam-se “dendrites”, cuja forma metalográfica se assemelha a um ramo de árvore, contendo simultaneamente metal solidificado e no estado líquido. Esta zona interdendrítica contendo simultaneamente metal líquido e solidificado é vulgarmente designada por zona “pastosa”.

No caso de gradientes térmicos médios a elevados, onde a solidificação ocorre de forma lenta, a zona dendrítica não atinge o centro da peça, e podem formar-se dendrites sem orientação preferencial, designando-se essa zona por “zona equiaxial central”.

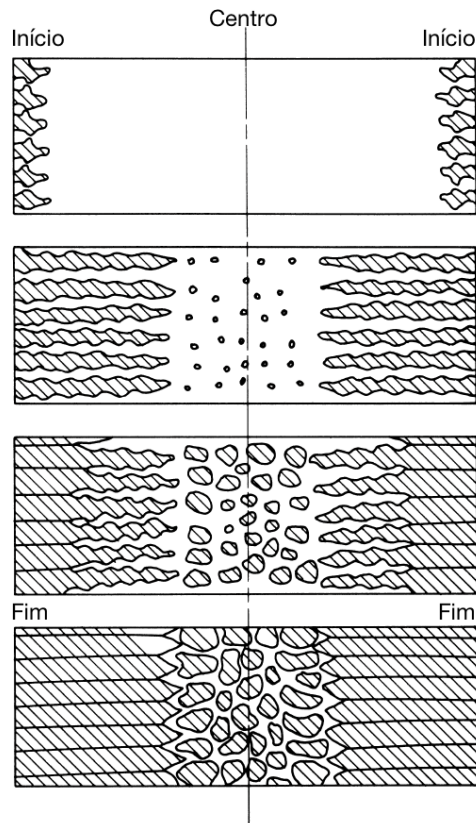


Figura 52 - Representação esquemática do modo de solidificação de uma liga com intervalo de solidificação intermédio, adaptado de [72].

Nas ligas com solidificação em duas frentes, existe uma tendência para se formar porosidade dispersa na zona interdendrítica, uma vez existe uma dificuldade acrescida em alimentar os pequenos canais que se formam entre as dendrites [5].

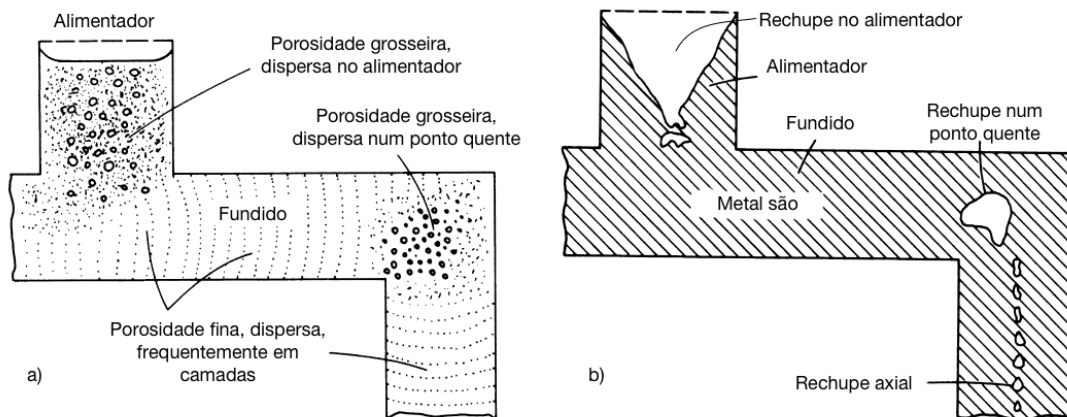


Figura 53 - Configurações de porosidade típicas de (a) ligas que solidificam sob a forma “pastosa” e (b) ligas que solidificam em “pele”, adaptado de [72].

No final da solidificação existe uma contração de metal não compensada com metal líquido, formando-se o rechupe, que provoca vazios nas regiões que arrefecem em último lugar, vulgarmente designadas por pontos quentes. Para que estes vazios



fiquem fora da geometria da peça é necessário controlar o padrão de solidificação e dos gradientes térmicos. Não obstante deste controlo, a peça é normalmente ligada a pequenos reservatórios, designados de alimentadores, nos quais o metal deverá permanecer líquido durante todo o processo de solidificação, assegurando a alimentação da peça nos locais onde iria se verificar a falta de metal e o aparecimento de rechupes. Assim de uma forma simplificada para que o alimentar cumpra a sua função é necessário que o seu tempo de solidificação seja superior ao da peça. O tempo de solidificação da peça pode ser definido segundo a regra de *Chvorinov* explicitada na Equação (16).

$$t = K_c \left( \frac{V}{S} \right)^2 \quad (16)$$

Onde:

- |  $K_c$  – Constante característica da liga, do sobreaquecimento e do material da moldação;
- |  $V$  – Volume da peça;
- |  $S$  – Superfície da peça em contacto com a superfície de extração de calor

O valor de  $K_c$  pode ser calculado através da Equação (17).

$$K_c = \left\{ \frac{\rho' \times \sqrt{\pi\alpha} \times [C_e \times (T_v - T_l) + C_l]}{2K \times (T_{im} - T_0)} \right\}^2 \quad (17)$$

Onde:

- |  $\rho'$  - Massa específica do metal
- |  $\alpha$  - Difusividade térmica da moldação
- |  $C_e$  - Calor específico médio do metal vazado
- |  $T_v$  - Temperatura de vazamento
- |  $T_l$  - Temperatura de início de solidificação do metal
- |  $C_l$  - Calor latente de fusão do metal
- |  $K$  - Condutibilidade térmica da moldação
- |  $T_{im}$  - Temperatura da interface metal/moldação
- |  $T_0$  - Temperatura inicial da moldação

Para que a temperatura de solidificação do alimentador seja superior à da peça é necessário ainda garantir as seguintes condições:

- Exista livre circulação do metal do alimentador até à última zona da peça a solidificar;
- Exista força metalostática suficiente para conduzir o metal do alimentador à peça;
- Volume do alimentador seja suficiente para alimentar a peça sem se esgotar.

### 2.8.5 Alimentador

Os alimentadores atuam como reservatórios de metal líquido que são colocados nas proximidades da zona a peça com maior probabilidade de ficar com um rechupe, por forma a assegurar que a fase final de solidificação decorre no seu interior, e desta forma garantir que existe metal suficiente para preencher a totalidade da peça garantindo um fundido de qualidade sem rechupes no seu interior [5]. Estes dois requisitos podem ser referidos como critério do tempo de solidificação e critério de volume de alimentação [28].

O volume de metal necessário para compensar a contração é geralmente baixo, sendo que no caso do alumínio é de 6,5% o volume total da peça [28].

Para além de fornecer metal líquido ao fundido, compensando as duas primeiras etapas de contração, o alimentador cria pressão sobre o fluído durante o processo de solidificação, contrariando a formação de porosidade, que pode ser também causada ou incrementada pela aglutinação de átomos de gases que segregam durante o avanço da frente de solidificação [70].

Ao nível do tipo de alimentador é possível encontrar essencialmente dois tipos de alimentadores distintos [5]:

- Alimentador de topo ou atmosférico, situado no topo da moldação em contacto com atmosfera;
- Alimentador cego, inserido por completo na moldação.

As formas geométricas mais comuns para os alimentadores, encontram-se ilustradas na Figura 54 e são as seguintes:

- Alimentador de topo:
  - Cilindro circular com altura compreendida entre 0,5 a 1,5 o diâmetro;
  - Prisma reto ou oval, com altura igual a 1 a 1,5 a semissoma dos eixos;
  - Anel com uma altura de duas vezes a espessura.
- Alimentador cego:
  - Cilindro coroadado por semiesfera ou com duas semiesferas, uma em cada extremidade.

No alimentador de topo o metal flui para a peça por ação da gravidade e da pressão atmosférica. Nos alimentadores cegos também é possível fazer uso da pressão atmosférica, se for colocado no topo do alimentador um macho poroso que contacta com a atmosfera. O vácuo criado pela contração metálica ajuda também no aumento da eficiência deste mesmo alimentador.

O uso de materiais isolantes a envolver os alimentadores conduz a um aumento do tempo de solidificação do alimentador, melhorando a sua eficiência. Este

procedimento é normalmente empregue nos alimentadores de topo recorrendo a mangas exotérmicas ou isolantes.

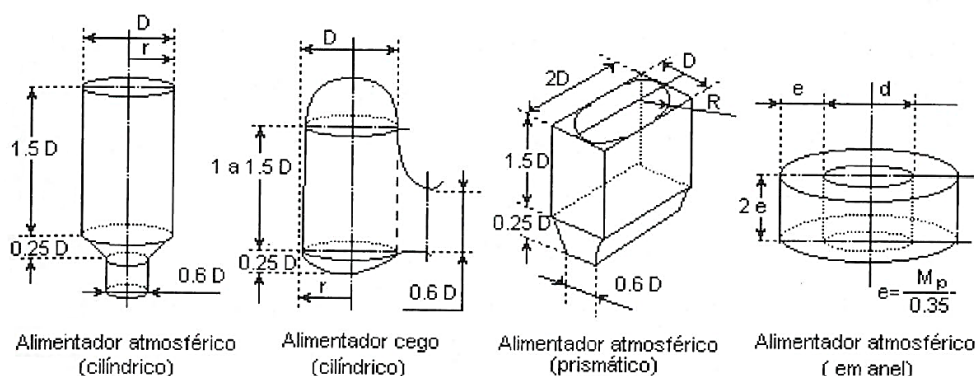


Figura 54 - Formas de alimentadores mais comuns [5].

A eficiência dos alimentadores está diretamente relacionada com a sua dimensão e geometria, procurando-se no projeto de alimentação obter o melhor rendimento possível face ao espaço disponível na moldação [5], [75].

A forma da cavidade resultante da solidificação no próprio alimentador determina o volume máximo da peça que é possível alimentar com os diversos tipos de alimentadores, como se pode verificar pela análise da Figura 55 [28].

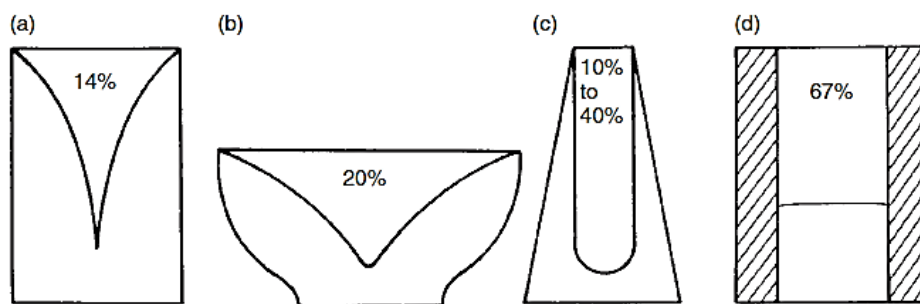


Figura 55 – Capacidade máxima de utilização de cada alimentar face ao seu volume inicial [37].

Numa fase preliminar, o projeto de alimentação e o cálculo das dimensões do alimentador necessário resultam de dois tipos de apreciação diferenciadas, nomeadamente:

- Avaliação do volume da peça a alimentar;
- Avaliação dos módulos críticos da peça;

O critério determinante será aquele que indicar a necessidade de alimentadores de maiores dimensões.

### 2.8.5.1 Cálculo da dimensão dos alimentadores

O cálculo do volume necessário para cada alimentador, através da avaliação do volume de peça a alimentar, é o resultado da Equação (18), na qual  $V_{peça}$  é o volume da peça a alimentar,  $\beta$  representa a contração volumétrica da liga após arrefecimento, e  $\mu$  é o rendimento do alimentador.

$$V_{alimentador} = V_{peça} \times \frac{\beta}{\mu - \beta} \quad (18)$$

O projeto dos alimentadores pelo método dos módulos tem início na determinação do módulo de cada zona da peça a alimentar, sendo este obtido pelo quociente entre o volume do alimentador  $V$  e a superfície em contacto com a moldação  $S$  como descrito na Equação (19).

$$Mg = \frac{V}{S} \quad (19)$$

Finalmente por uma questão de segurança o valor do módulo do alimentador ( $Mal$ ) é obtido pela multiplicação do valor do módulo  $Mg$  por um fator de segurança  $W$  introduzido por *Gabel*, que depende do tipo de metal vazado, possuindo os valores presentes na Tabela 21 [5].

$$Mal = W \cdot Mg \quad (20)$$

Tabela 21 - Valores de coeficientes de segurança segundo *Gabel* [5].

<i>Metal</i>	<i>Fator de segurança – W</i>
<i>Aço</i>	1,0 a 1,2
<i>Ligas leves (Al)</i>	1,4

Sempre que possível o alimentador deve ser colocado sobre um ataque, de tal forma que o constante fluxo de metal quente que enche a peça impeça uma solidificação prematura do alimentador. Assim, segundo *Gabel*, é possível atribuir um fator de correção  $C$  ao alimentador, segundo a Equação (21).

$$Mal = \frac{Mg}{C} \quad (21)$$

Os valores de correção  $C$  podem ser obtidos segundo a Tabela 22.

Tabela 22 - Valores de correção  $C$  segundo Gabel [5].

<i>Situação do alimentador</i>	<i>Valor de correção C</i>
<i>Alimentador que recebe metal através da peça</i>	1,1
<i>Alimentador colocado sobre ataque</i>	1
<i>Alimentador com forte passagem de metal</i>	0,8 a 0,9
<i>Alimentador com envolvimento exotérmico</i>	0,63 a 0,66

### 2.8.6 Arrefecedores

Quando a alimentação da peça não é perfeita por dificuldade de se atingir as zonas maciças da peça, pode se recorrer à utilização de elementos arrefecedores por forma a promover uma solidificação orientada no sentido dos alimentadores. Os elementos arrefecedores podem ser internos ou externos [5].

Os arrefecedores internos são colocados dentro da cavidade da moldação, nos locais onde se pretende evitar o aparecimento de um ponto quente. Este tipo de arrefecedor possui geralmente a forma de uma mola helicoidal e depois do vazamento passam a fazer parte da peça, e como tal, devem ser feitos do mesmo material da peça a vazar. Por serem colocados no interior da peça, este tipo de arrefecedor altera localmente a estrutura da peça, sendo que por este motivo a sua utilização é limitada [5], [78].

Os arrefecedores externos são componentes metálicos, geralmente em aço, ferro fundido ou cobre, colocados junto da interface entre a moldação e a peça nas zonas da peça que se pretendem que solidifiquem mais cedo. É ainda possível simular os efeitos de um arrefecedor alterando localmente a areia por uma mais condutora como o zircão, a olivina ou a cromite. Os arrefecedores externos podem ser ainda ser classificados de diretos, caso estejam em contacto direto com o metal líquido, ou indiretos se não se encontrarem em contato direto com o metal.

A utilização de arrefecedores externos pode refinar localmente a microestrutura, melhorando as propriedades mecânicas da peça na zona afetada [5], [28], [78].

Quando aplicado na extremidade da peça, o arrefecedor vai retirar rapidamente o calor e reforçar o desenvolvimento de uma solidificação direcional longe da extremidade. Num fundido circular, a colocação de um arrefecedor na extremidade oposta do alimentador irá promover uma solidificação direcional no sentido dos alimentadores [72], [79]. Na Figura 56 são ilustradas duas das possíveis utilizações de um arrefecedor. Na Figura 56 (a) um arrefecedor é colocado numa zona isolada da peça, longe do alimentador, e na Figura 56 (b) é indicado o melhor local para o posicionamento de arrefecedores numa peça circular.

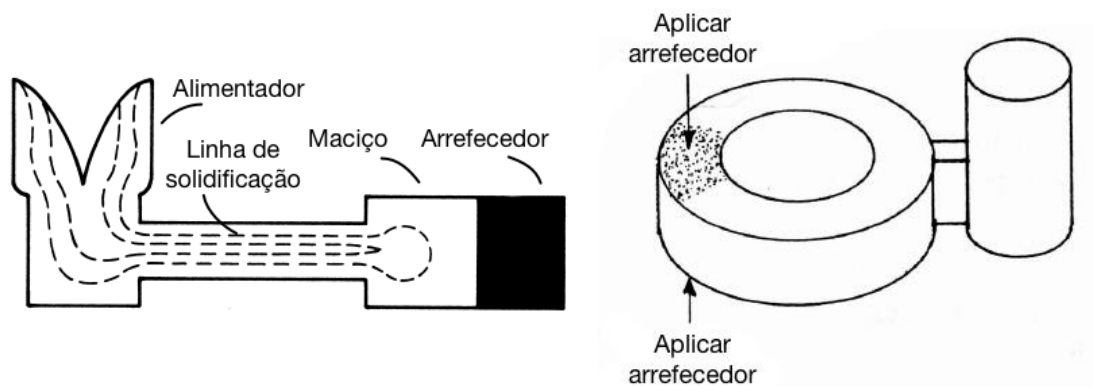


Figura 56 - (a) Arrefecedor colocado numa zona isolada da peça, adaptado de [72], (b) Arrefecedor aplicado numa peça circular, adaptado de [79].

Um arrefecedor pode ser colocado entre dois alimentadores para a criar um efeito de extremidade no meio dos arrefecedores, aumentando drasticamente a distância de atuação dos alimentadores, permitindo que o seu número seja reduzido [72].

O coeficiente de transferência de calor entre o metal líquido e o arrefecedor varia durante o processo de solidificação. De facto, segundo [80] nos instantes iniciais do vazamento atinge-se o valor máximo do coeficiente de transferência de calor, na ordem dos  $3400 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ , sendo que rapidamente este valor baixa para valores na ordem dos  $900 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ , devido ao menor contacto entre ambas as superfícies devido a própria contração do metal. Este valor permanece depois constante em parte porque se atinge um compromisso entre a contração do metal e a dilatação do arrefecedor [80].

### 2.8.7 Filtros

A presença de inclusões nas peças fundidas é um problema generalizado, sendo este desencadeado pelos mais diversos motivos, como sendo a passagem de partículas não metálicas para o fundido, ou mais comumente a passagem de óxidos, fluxos ou outros agentes para o interior das peças. Este tipo de inclusões traz diversos efeitos nefastos, como má qualidade superficial, redução das propriedades mecânicas e dificuldades nos processos de maquinagem [81].

Vários métodos têm sido desenvolvidos por forma a tentar minimizar estes problemas, como por exemplo o projeto de sistemas de gítagem específicos desenvolvidos por forma a tentar reter o máximo deste tipo de impurezas. Contudo, estes sistemas são complexos que se refletem em custos elevados. Assim, a solução mais eficiente passa por simplificar o sistema de gítagem e introduzir elementos específicos de filtragem [81].

Assim, nas ligas de alumínio é comum o uso de determinados filtros que visam reduzir a passagem de partículas não metálicas, óxidos e outras impurezas para o fundido, melhorando a qualidade dos mesmos.

Estes filtros em espuma cerâmica retêm as impurezas à medida que o fluxo de metal líquido atravessa os pequenos poros do filtro, suavizando ainda o enchimento [25].

A introdução de filtros cerâmicos na indústria do alumínio surgiu em 1970, sendo utilizados filtros de fosfato de alumina ligada, que se apresentavam como sendo muito duros, abrasivos e quebradiços. A sua tendência quebradiça levava a que por vezes pequenas partículas de alumina se desprendessem do filtro conduzindo a contaminação do fundido. Existam ainda problemas de reciclagem por fusão das sucatas que continham os filtros devido a contaminação por fósforo [25], [81].

Por forma a resolver alguns dos problemas anteriormente descritos surgiram no mercado filtros de espuma à base de grafite e não cerâmicos. Estes filtros são em tudo semelhantes aos filtros do tipo espuma cerâmicos sendo capazes de filtrar partículas muito finas bem como melhorar o fluxo de enchimento tornando menos turbulento [25].

Segundo [25], [81] os filtros não cerâmicos apresentam as seguintes vantagens:

- Inexistência de componentes cerâmicos muito abrasivos permitindo que estes possam ser removidos desgastando menos as ferramentas;
- Cerca de 40% menos densidade quando comparados com os filtros cerâmicos, permitindo que flutuem no banho de reciclagem facilitando a sua remoção;
- Inexistência de fósforo na sua composição;
- A sua composição à base de grafite apresenta maior molhabilidade pelo alumínio;
- A baixa densidade associada a baixa capacidade térmica destes filtros reduz a perda de calor pela zona do filtro prevenindo a solidificação prematura;
- Suavização do fluxo de enchimento;
- Melhoria das propriedades mecânicas dos fundidos por remoção substancial das inclusões na peça.

Na Figura 57 é apresentado um filtro *SIVEX*, não cerâmico, do tipo espuma porosa apropriado para ligas de alumínio.



Figura 57 - Filtro não cerâmico *Sivex* para ligas de alumínio

Como já referido, o filtro além da função de filtragem suaviza também o fluxo de enchimento. Na Figura 58 é apresentado o diagrama esquemático do fluxo de metal ao atravessar o filtro.

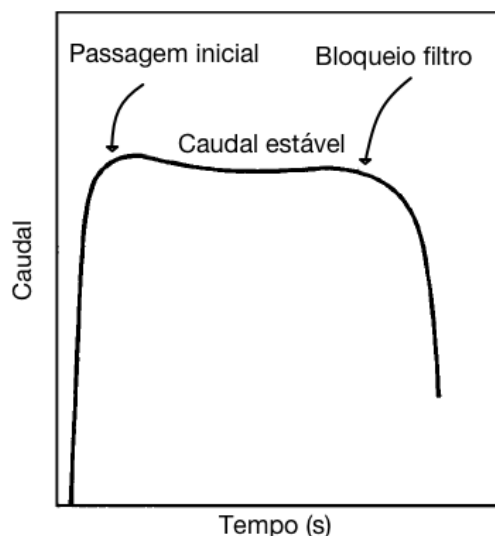


Figura 58 - Diagrama esquemático do fluxo de metal através de um filtro, adaptado de [25].

Inicialmente, o filtro bloqueia a passagem de metal líquido, até que a pressão exercida pela coluna de metal seja suficiente para vencer o bloqueio causado pelo filtro. Este bloqueio inicial assegura que os canais de entrada ficam cheios antes de se iniciar o enchimento propriamente da peça, evitando assim inclusões de ar e turbulência. Após a fase de bloqueio, o fluxo de metal aumenta e estabiliza, realizando-se o enchimento da peça. Por fim, o filtro fica bloqueado não permitindo a passagem de mais metal. O sistema de gitagem, bem como a escolha do filtro, deve assegurar que a peça é completamente cheia antes de se dar o bloqueio do filtro [25].

A quantidade de metal que é capaz de atravessar o filtro antes de o bloquear depende de diversos fatores como sendo por exemplo o tipo de liga a vaziar. Contudo, segundo [25] no projeto de novos sistemas de gitagem deve se ter em conta as seguintes considerações:

- Capacidade: 1 a 2 kg por  $\text{cm}^2$  de área de filtro;
- Fluxo: 0,05 a 0,10  $\text{kg}/\text{cm}^2$  por segundo.

A título de exemplo se for considerado o uso de um filtro do tipo *SIVEX F* com 20 p.p.i, com as dimensões de  $50 \times 50 \times 22$  mm, numa liga de alumínio, este irá permitir a passagem de aproximadamente 50 kg de metal antes de bloquear [81].

Os filtros devem ser utilizados o mais próximo possível da peça a encher, podendo fazer a filtragem do metal na horizontal ou na vertical [25]. Geralmente, a razão entre a área do filtro, e a área de estrangulamento, é da ordem de 2:1 a 4:1 [5].

Pelas vantagens anteriormente enunciadas, o projeto do sistema de gitagem deve, sempre que possível, incluir a utilização de um filtro.



## 2.9 Simulação numérica

Atualmente a simulação numérica é uma ferramenta essencial para o desenvolvimento de qualquer processo tecnológico permitindo ganhos significativos na concretização do mesmo, através da redução da parcela de experimentação necessária até à otimização do processo [82].

O estabelecimento de um modelo que visa simular o processo em estudo pode ser feito de duas formas. Em algumas situações, o modelo adequado passa por ter um número finito de componentes bem definidos, dando origem aos problemas discretos. Noutras situações, a divisão é realizada de uma forma interrupta, dando origem a sistemas que apenas podem ser definidos através leis matemáticas infinitesimais. Estes sistemas são designados de sistemas contínuos [83].

Com o aparecimento dos computadores os problemas discretos podem ser resolvidos de uma forma expedita. Por outro lado, para a resolução de problemas contínuos vários métodos de discretização têm sido propostos por engenheiros, cientistas e matemáticos [83].

A discretização consiste na divisão de um elemento em  $n$  elementos mais pequenos. Estes elementos unitários encontram-se ligados entre si por nós, criando uma malha de elementos finitos, num processo vulgarmente denominado geração de malha.

A ideia de discretização remonta a 1940, mas apenas em 1960, *Clough* enunciou o termo “Elementos Finitos”. Desde a década de 1960 muitos progressos têm sido alcançados principalmente devido ao aumento do poder de computação [83].

### 2.9.1 Método das Diferenças Finitas e Método de Elementos Finitos

Os programas de simulação numérica baseiam-se essencialmente em dois métodos, o Método das Diferenças Finitas (MDF) e o Método dos Elementos Finitos (MEF).

O Método das Diferenças Finitas (MDF) gera um sistema de equações algébricas, através da aproximação de diferenças finitas diretamente nas equações diferenciais. No MDF apenas é possível utilizar elementos de malha simples como cubos ou paralelepípedos, sendo que para se atingir bons resultados é necessário o uso de malhas muito finas e estruturadas. Esta restrição no MDF leva a que na geração da malha, a aproximação da superfície não seja realizada da melhor forma, traduzindo-se em resultados menos fidedignos [69], [82].

Este método é mais adequado para modelos de grande dimensão, que exigem uma discretização com um grande número de elementos de malha. Assim sendo, o MDF é geralmente aplicado a problemas de escoamentos em Mecânica dos Fluidos [82].

O Método dos Elementos Finitos (MEF) opera numa equação integral utilizando interpolações das soluções nodais, elemento a elemento. Este método, contrariamente ao MDF não necessita de malhas estruturadas, permitindo misturar diferentes tipos de elementos de malha [82].

Os modelos baseados no Método dos Elementos Finitos reproduzem com mais rigor a forma da peça, com menos elementos de malha, mas requerem um maior esforço para geração de uma malha correta, o que se traduz por vezes num aumento do

tempo de computação [84]. Este método é extremamente versátil sendo o principal método utilizado nos problemas térmicos e estruturais [82].

### 2.9.2 Simulação numérica nos processos de fundição

Apesar de já ter sido considerada uma ferramenta de luxo, atualmente a simulação numérica é parte integrante das operações de fundição, possibilitando a obtenção consistente de fundidos com alta qualidade e elevado rendimento [84]. Contudo, a modelação matemática dos processos de fundição é bastante complexa, devido a interação de diferentes processos físicos, como a mecânica dos fluídos, transferência de calor, entre outros [82]. Assim, a simulação numérica deve ser utilizada quando é economicamente viável segundo, pelo menos, um dos seguintes aspetos, como sendo a melhoria da qualidade, melhoria do rendimento ou o rápido desenvolvimento de um novo processo [84]. De acordo com [85], através da simulação é possível reduzir até 25% defeitos de fundição, custos de fabricação e prazos de entrega.

A utilização de programas de simulação numérica possibilita a deteção de erros de projeto numa fase inicial, onde o impacto económico é evidentemente mais reduzido, contrariamente ao que acontece nos processos tradicionais, nos quais os erros são detetados e solucionados por sucessivas iterações que envolvem custos elevados [69].

Os programas de simulação em fundição são normalmente utilizados para analisar as seguintes fase e propriedades do processo de fundição [85]:

- Enchimento da moldação;
- Processo de solidificação;
- Tensões internas e distorções;
- Microestrutura e propriedades mecânicas.

De uma forma resumida, a utilização de programas de simulação numérica nos processos de fundição possibilita uma série de benefícios entre os quais [69], [85]:

- Obtenção de peças de qualidade superior e menores taxas de rejeição;
- Melhoria do rendimento global do processo;
- Redução do tempo de afinação de um novo processo;
- Deteção de erros numa fase inicial do projeto;
- A visualização dos fenómenos de enchimento e solidificação permite compreender mais facilmente o processo.

Para se atingir bons resultados na simulação é importante que o modelo utilizado seja o mais próximo possível da realidade, contendo o máximo de especificações conhecidas acerca do processo real. No entanto, é extremamente difícil reproduzir com exatidão as condições verificadas no processo real, na medida em que, existem parâmetros que variam no tempo e no espaço e são extraordinariamente difíceis de quantificar [69]. De facto, segundo [84], nem todos os defeitos são possíveis de prever facilmente através da simulação numérica. Os defeitos relacionados com o processo de solidificação, como sendo por exemplo os macro e micro rechupes, são normalmente previstos com alguma exatidão. Os defeitos inerentes ao fluxo de enchimento como as gotas frias e poros gasosos podem ser previstos, apesar de nem sempre os resultados da simulação coincidirem com as observações feitas à peça. Por

fim, os defeitos associados às tensões verificadas durante o arrefecimento, como a fissuração são extremamente difíceis de prever, sendo necessárias inúmeras calibrações para se atingir resultados fidedignos. Similarmente, a microestrutura e as propriedades mecânicas finais da peça são igualmente difíceis de prever [84].

### 2.9.3 Programas de simulação numérica

Atualmente existem no mercado uma grande variedade de programas de simulação numérica para aplicação nos processos de fundição, sendo que cada um destes baseiam-se num determinado método de formulação de modelos numéricos e respetiva análise, o que se traduz numa série de características específicas.

Dentro dos programas mais populares incluem-se os seguintes [84]:

- SolidCAST – O SolidCAST é um programa baseado no Método das Diferenças Finitas (MDF) que permite a simulação de por exemplo fundição em areia, *investment casting* ou moldações permanentes [84], [86];
- MAGMA – O MAGMA 5 é um programa baseado no Método dos Volumes Finitos capaz de simular o enchimento do molde e o processo de solidificação e arrefecimento. Opcionalmente, o programa permite prever propriedades mecânicas como estado de tensão e deformação, bem como prever as microestruturas da peça [84], [87];
- AutoCAST – O AutoCAST-X1 é um programa baseado no Método dos Elementos Vectoriais que permite a simulação do processo de enchimento e solidificação. Esta ferramenta permite ainda a geração automática de alguns dos elementos dos sistemas de gitagem e alimentação, bem como previsão de alguns dos custos associados ao processo [84], [88].
- ProCAST – O ProCAST é um programa baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF), que foi desenvolvido pelo grupo ESI (*Engineering Systems International*), contando com mais de 20 anos de experiência adquirida por múltiplas parcerias com grandes grupos empresariais e instituições académicas. Este *software* é uma ferramenta extremamente completa, que simula os principais processos de fundição, sendo capaz de prever defeitos relacionados com os fenómenos de enchimento e solidificação. Propriedades metalúrgicas e geometrias das peças são também possíveis de prever com este *software* [69], [84], [89]. Este programa é utilizado no apoio ao desenvolvimento de projeto no INEGI, e como tal, será utilizado na parte prática desta dissertação.

### 2.9.4 Critério de Niyama

O critério de Niyama é um dos critérios mais utilizados na fundição para prever microporosidade resultante da solidificação do metal e pode ser definido pela Equação (22) [90].

$$Ny = \frac{\delta}{\tau} \quad (22)$$

Onde:

$\delta$  – Gradiente de temperatura ( $^{\circ}\text{C}/\text{cm}$ );

$\tau$  – Taxa de arrefecimento ( $^{\circ}\text{C.s}$ ).

O valor do critério de Niyama é valor adimensional, sendo que existe um valor mínimo de  $Ny$  segundo o qual existe a probabilidade de surgir microporosidade [91].

Por norma os programas de simulação realizam o cálculo do critério de Niyama, e apresentam esses resultados como padrão. Contudo, apenas é possível fazer uma análise qualitativa uma vez que não existe um valor mínimo de  $Ny$  único, sendo que este valor é bastante sensível a alterações das condições de vazamento e do tipo de liga [90].

## 3 PARTE EXPERIMENTAL

---

### 3.1 Introdução

A parte experimental desta dissertação centra-se na aplicação da tecnologia de fundição por baixa pressão em moldações de areia verde para a obtenção de uma peça numa liga de alumínio.

O principal objetivo é a realização do projeto de uma moldação em areia verde para a utilização do processo de baixa pressão, para a obtenção de uma peça na liga de alumínio com a designação  $AlSi7Mg0,3$  segundo a norma EN1676. A moldação em areia verde terá que ser projetada de modo a poder ser manipulada pelos equipamentos presentes na empresa.

Esta primeira fase do projeto é composta essencialmente por duas fases:

1. Geração e escolha de conceitos, na qual são explorados diferentes *layouts* para a cavidade da moldação;
2. Projeto dos sistemas de gitagem e alimentação para os diferentes *layouts*.

Assim, na primeira fase, na definição dos diferentes *layouts* é tido em conta as dimensões máximas permitidas para a moldação, por forma a definir o número máximo de peças a retirar em cada vazamento, bem como a distribuição das mesmas na moldação. Claro está, que o sistema de gitagem e alimentação irá ter um determinado atravancamento, pelo que a fase de definição de *layout* não se encontra totalmente isolada da fase de projeto dos sistemas de gitagem e alimentação.

Posteriormente à fase de geração de conceitos, é realizado com maior detalhe o projeto dos sistemas de gitagem e alimentação. Este projeto terá que ser compatível com o *layout* já pré-estabelecido e assegurar em teoria a obtenção de peças sãs. Na definição do sistema de gitagem é importante assegurar que este se aproxima e obedece a todas as regras anteriormente estipuladas, como sendo por exemplo o enchimento a regime preferencialmente laminar, a velocidades constantes.

Ambas as fases do projeto são iterativas, na medida em que se encontram estreitamente ligadas, sendo que o conceito final irá ser o resultado de diferentes abordagens. As ferramentas de CAD 3D e de simulação numérica são essências para auxiliar numa rápida convergência de resultados que permitam a obtenção de peças sãs.

### 3.2 Avaliação do processo de fundição por gravidade

Atualmente a Firmago, S.A. dispõe de uma linha semi automática de fundição convencional por gravidade em moldações em areia “verde”, sendo que a peça em estudo nesta dissertação é obtida segundo este mesmo processo. Desta forma, é importante fazer uma correta avaliação do processo atual para identificar possíveis problemas e sobretudo para depreender conceitos que possam também ser aplicados no processo de baixa pressão.

Na Figura 59 é apresentado um “cacho” de dois fundidos e respetivo sistema de gitagem e alimentação obtido segundo o processo atualmente implementado de fundição por gravidade.

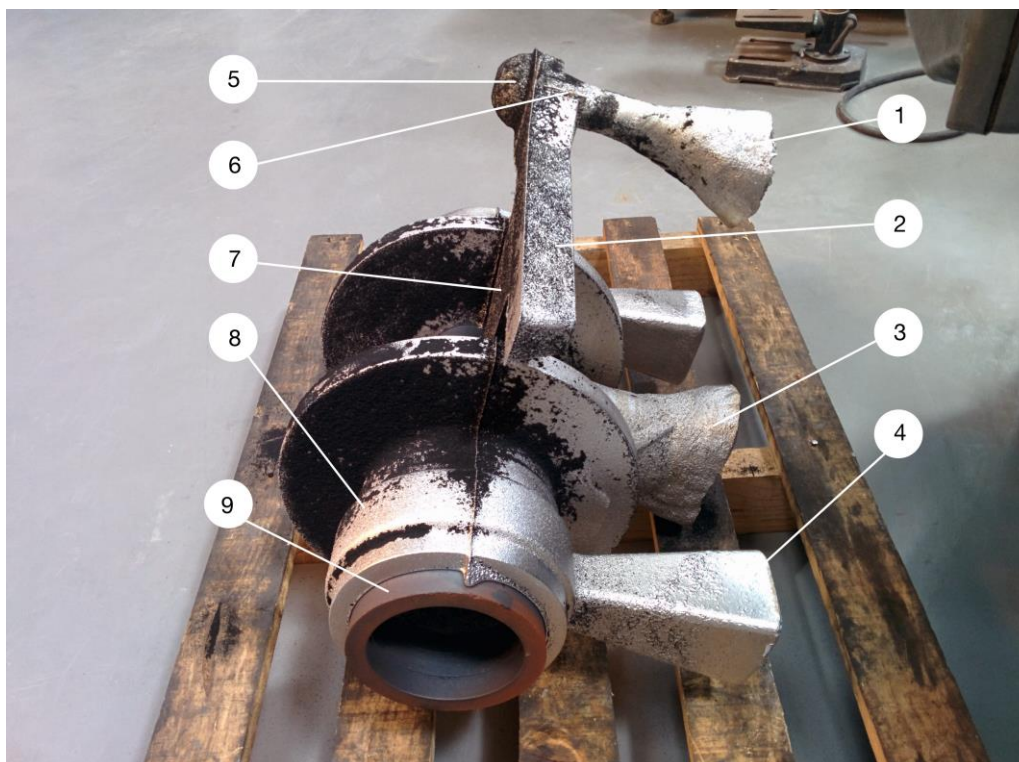


Figura 59 - Peças e respetiva alimentação e gitagem segundo o processo de gravidade; 1) bacia de vazamento; 2) canal de distribuição; 3) alimentador central; 4) alimentador prismático; 5) região inferior da coluna de vazamento; 6) filtro; 7) ataque; 8) fundido; 9) arrefecedor.

#### 3.2.1 Condições de vazamento

Atualmente o vazamento é realizado segundo as seguintes condições:

- Temperatura de vazamento de  $730 \pm 20$  °C, que representa um valor de sobreaquecimento de 115 °C<sup>2</sup>.
- Moldação à temperatura ambiente;
- Velocidade de vazamento compreendida entre 1,25 a 2,5 kg/s;
- Tempo de vazamento entre 16 a 32 segundos.

---

<sup>2</sup> Foi considerada uma temperatura de fusão da liga de 615 °C.

### 3.2.2 Sistema de alimentação e gitagem

O modelo utilizado apresenta um sistema de gitagem e alimentação típico do processo de fundição por gravidade, que irá ser apresentado de seguida com maior detalhe.

#### 3.2.2.1 Sistema de alimentação

A alimentação deste conjunto de peças apresenta as seguintes características:

- Dois alimentadores atmosféricos prismáticos quadrangulares com secção crescente no sentido ascendente, com o principal objetivo de funcionar como bolsa de “lavagem”, no sentido de absorver a união de fluxos que se verifica na zona superior da peça e desta forma minimizar os problemas de microporosidades;
- Um alimentador atmosférico central cilíndrico partilhado pelas duas peças;
- Um arrefecedor colocado no interior da peça, funcionando como macho.

Este tipo de sistema de alimentação atmosférico tem a vantagem da alimentação ser auxiliada não apenas pela pressão metalostática exercida pelo metal presente nos alimentadores, como também pela própria pressão atmosférica.

Por forma a melhor compreender a alimentação utilizada foi realizada a determinação do módulo geométrico da peça e de cada um dos alimentadores, através da aplicação da Equação (19), presente na página 88.

Os dados relativos à determinação do módulo geométrico da peça encontram-se apresentados na Tabela 23.

Tabela 23 - Propriedades da peça.

<i>Componente</i>	<i>Volume (mm<sup>3</sup>)</i>	<i>Superfície (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Massa (g)</i>	<i>Módulo (V/S)</i>
<i>Peça</i>	3147523,65	265234,21	8435,36	11,87

Determinado o valor do módulo geométrico da peça é possível determinar o valor do módulo do alimentador necessário, através da Equação (20), obtendo-se um valor de módulo de 16,61, considerando um fator de segurança  $W$  de 1.4 de acordo com a informação presente na Tabela 21, presente na página 88.

Os dados relativos à determinação do módulo geométrico dos alimentadores encontram-se apresentados na Tabela 24.

Tabela 24 - Propriedades dos alimentadores.

<i>Alimentador</i>	<i>Volume (mm<sup>3</sup>)</i>	<i>Superfície (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Massa (g)</i>	<i>Módulo (V/S)</i>
<i>Prismático</i>	586342,37	46595,51	1571,40	12,58
<i>Cilíndrico central</i>	1949342,60	92125,12	5224,24	21,16

É possível verificar pela análise da Tabela 24 que o alimentador prismático possui um valor de módulo inferior ao valor teórico necessário, e que o alimentador central possui um valor de módulo cerca de 27% superior ao necessário. Face aos dados apresentados, a alimentação implementada atualmente não aparenta estar corretamente dimensionada.

Através da simulação numérica será possível determinar a eficácia de cada um dos alimentadores

### 3.2.2.2 Sistema de gitagem

Este projeto de gitagem corresponde a uma moldação com plano de apartação horizontal, o que implica uma orientação também horizontal para o canal de distribuição e ataques.

O sistema de gitagem utilizado nesta configuração é muito pressurizado, na medida em que a área de secção tende a diminuir no sentido dos ataques à peça.

O cálculo da relação de gitagem é realizado de acordo com a Equação (8) presente na secção 2.8.1, e os valores encontrados são apresentados na Tabela 25.

Tabela 25 - Calculo da relação de gitagem.

<i>Componente</i>	<i>Área (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Relação</i>
<i>Coluna de vazamento</i>	1400	1
<i>Canal de distribuição</i>	1400	1
<i>Ataque</i>	400	0,3

### 3.2.2.3 Filtragem

Este sistema de gitagem dispõe ainda de filtragem assegurado por um filtro do tipo *SIVEX FC* de 10 ppi colocado a 90 ° com a linha de apartação. Este filtro possui as dimensões de 50 mm por 75 mm, com 21 mm de espessura, possuindo assim uma área efetiva de filtragem de 3750 mm<sup>2</sup>. Segundo [25], e de acordo com o que foi descrito na secção 2.8.7, os filtros deste tipo apresentam as seguintes características:

- Capacidade: 1 a 2 kg por cm<sup>2</sup> de área de filtro;
- Fluxo: 0,05 a 0,10 kg/cm<sup>2</sup> por segundo.

Desta forma, o filtro utilizado neste projeto de gitagem possui as seguintes especificações:

- Capacidade: 37,5 kg a 75 kg;
- Fluxo: 1,875 kg/s a 3,75 kg/s.

Tendo em conta as condições de vazamento apresentadas acima, é possível afirmar que o filtro utilizado cumpre as especificações necessárias, quer ao nível da capacidade e fluxo máximos.



De salientar ainda, que as dimensões do filtro se encontram dentro dos valores recomendados na secção 2.8.7, uma vez apresentam uma razão de 2,7:1 entre a área do filtro e a área de estrangulamento pós filtro.

### 3.2.2.4 Arrefecimento

Na atual solução implementada são utilizados dois arrefecedores, um para cada uma das peças, no sentido de auxiliar e acelerar o arrefecimento das zonas da peça nas quais se encontram aplicados, melhorando desta forma localmente as propriedades mecânicas da peça, de acordo aquilo que foi descrito na secção 2.8.6.

O material do arrefecedor utilizado é ferro fundido nodular, que apresenta as seguintes propriedades listadas na Tabela 26 [92].

Tabela 26 - Propriedades do arrefecedor em ferro fundido

<i>Propriedade</i>	
<i>Condutividade térmica – K</i>	42 W/m°C
<i>Massa específica – <math>\rho</math></i>	7842 Kg/m <sup>3</sup>
<i>Calor específico – c</i>	460 J/Kg°C

O dimensionamento do arrefecedor foi realizado por parte da empresa interveniente nesta dissertação, sendo que a sua eficiência não será alvo de avaliação.

Na Figura 60 é apresentado o arrefecedor utilizado na solução implementada, sendo que é possível verificar que atua na zona mais maciça da peça.

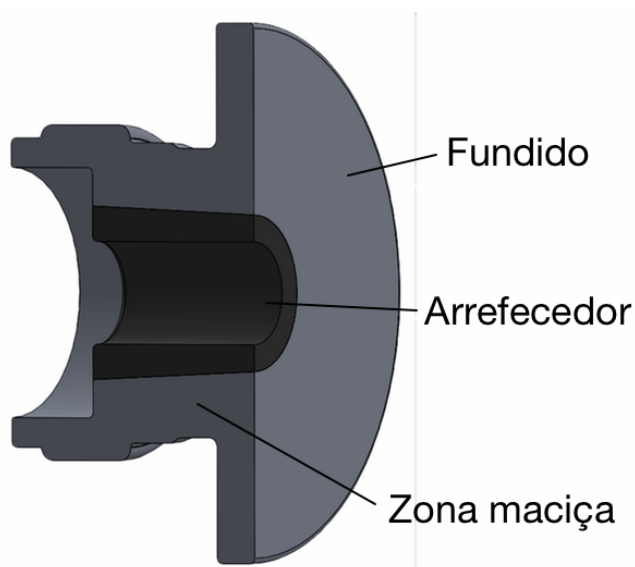


Figura 60 - Imagem virtual em corte do arrefecedor utilizado no processo de fundição por gravidade

De salientar que o arrefecedor apresentado na Figura 60 é o arrefecedor utilizado à data e que difere do arrefecedor visível na Figura 59, que abrangia a totalidade da cavidade interior da peça.

### 3.2.3 Levantamento de forma

A inexistência de um modelo CAD 3D do modelo utilizado no processo, bem como a dificuldade na medição direta do conjunto real fornecido levou a que fosse necessário a realização um levantamento de forma parcial do conjunto. A aquisição de imagem foi realizado por digitalização fotométrica 3D por um sistema de luz estruturada. O equipamento utilizado para o efeito foi o *ATOS III triple scan Gom mbH*.

Após a obtenção do ficheiro do tipo STL resultante do levantamento de forma, procedeu-se a tentativa de importação das superfícies geradas para o programa de parametrização utilizado. Contudo, o excesso de elementos de superfície presentes no ficheiro, bem como algumas anomalias na superfície gerada inicialmente, condicionou a correta manipulação dos resultados. Assim, foi necessário proceder a correção das superfícies recorrendo ao *software* 3-maticSTL. Com o auxílio desta ferramenta foi realizada primeiramente uma correção das superfícies, por forma a remover eventuais pontos discrepantes, seguida de uma redução de elementos, no sentido de reduzir o tamanho e “peso” do ficheiro STL, facilitando assim a sua importação e manipulação no *software* paramétrico.

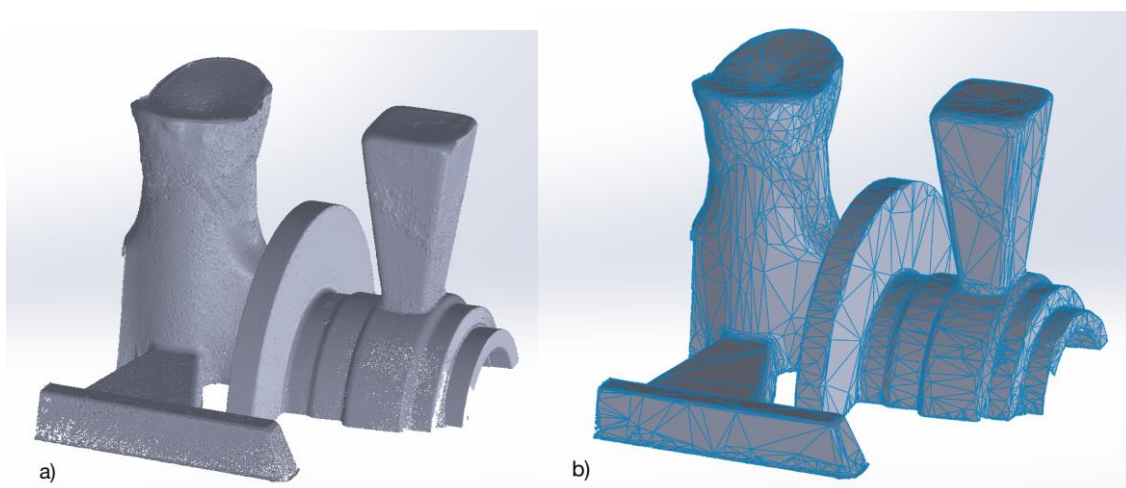


Figura 61 – a) Superfícies resultantes do levantamento de forma; b) Superfícies após correção.

Por uma questão de simplificação foi construído de raiz um modelo 3D do conjunto, tendo por base as informações recolhidas pelo levantamento de forma, bem como do desenho técnico unicamente da peça. As eventuais discrepâncias que se possam verificar devem-se essencialmente a ligeiras correções que foram realizadas, quer para simplificar a realização de eventuais simulações, bem como para ir de encontro as especificações inicialmente definidas pela empresa.

Na Figura 62 é apresentada uma imagem virtual do conjunto modelado no *software* paramétrico, sendo possível visualizar os diversos componentes que compõem o conjunto.

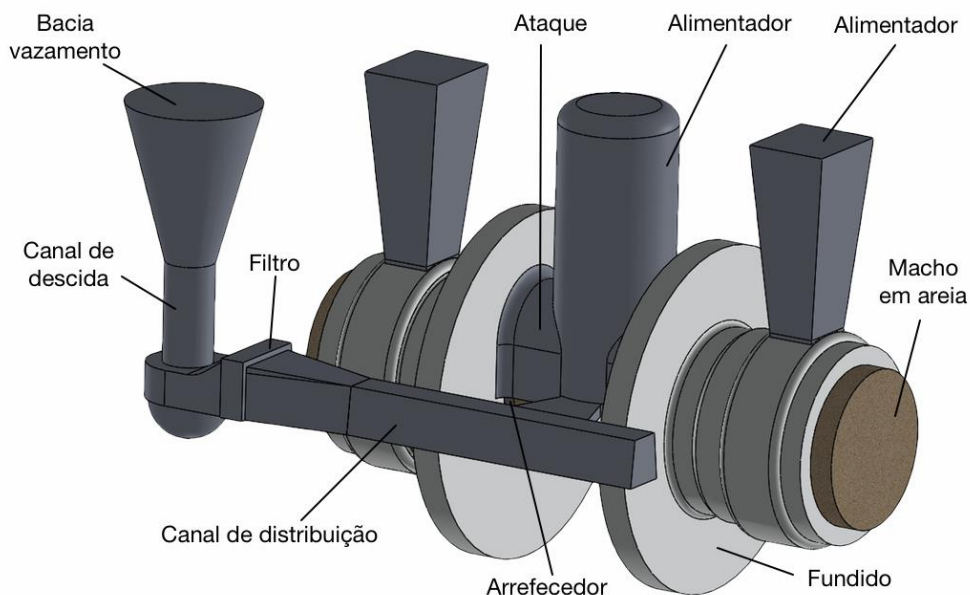


Figura 62 - Imagem virtual da solução utilizada no processo de gravidade.

### 3.2.4 Simulação

Depois de obtido o modelo paramétrico foi realizada uma simulação de solidificação, para identificar essencialmente se a solução atual apresentava eventuais problemas associados à solidificação. Posteriormente foi efetuada uma simulação de enchimento no sentido de avaliar o atual sistema de gitagem.

Seguidamente serão apresentadas as etapas necessárias à realização de ambas as simulações.

#### 3.2.4.1 Geração da malha

Numa primeira fase é preciso criar uma malha 2D de elementos de casca triangulares aplicados à superfície do modelo. De seguida criada a malha 2D é criada uma malha 3D de elementos sólidos tetraédricos.

O *software* estima um tamanho de elemento global para o modelo, considerando o seu volume, área de superfície e outros detalhes geométricos. Para obter uma solução mais rápida esse valor do elemento global pode ser aumentado.

O número de elementos utilizado na geração das duas malhas é apresentado de seguida na Tabela 27.

Tabela 27 - N° de elementos utilizados para geração da malha do modelo

<i>Componente</i>	<i>Tamanho do elemento</i>	<i>Nº elementos 2D</i>	<i>Nº elementos 3D</i>
<i>Moldação</i>	10 mm	-	-
<i>Restantes componentes</i>	5 mm	-	-
<i>Total</i>		101.374	2.182.477

Como se pode verificar a malha tetraédrica possui mais de 2 milhões de elementos, sendo que este valor está de acordo com os parâmetros mínimos recomendados.

Na Figura 63 é apresentada uma imagem virtual da malha 2D aplicada ao modelo.

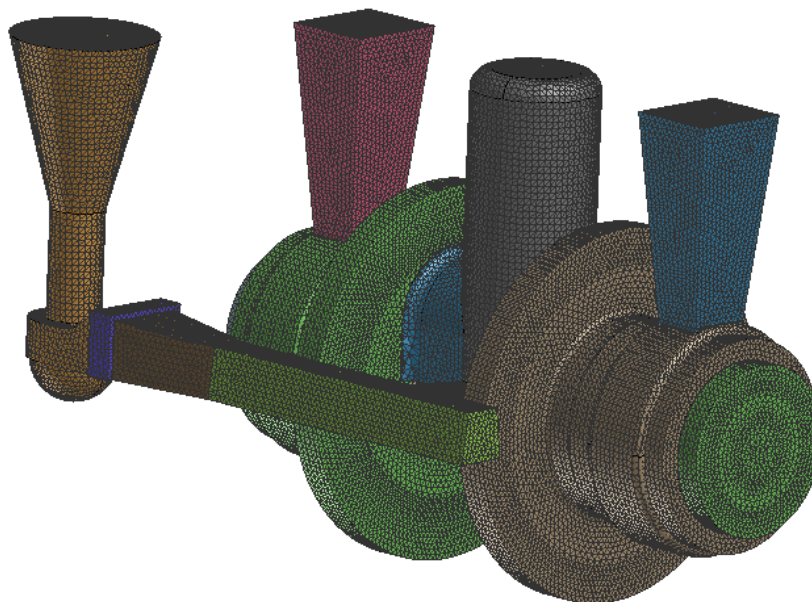


Figura 63 - Malha de superfície 2D do conjunto.

#### 3.2.4.2 Parâmetros da simulação

Antes de se proceder a realização da simulação propriamente dita é necessário definir alguns parâmetros da simulação de acordo com aquilo que são as especificações conhecidas acerca do processo real.

Primeiramente foram definidos os materiais de cada componente, bem como as suas temperaturas iniciais, de acordo com o apresentado na Figura 64.

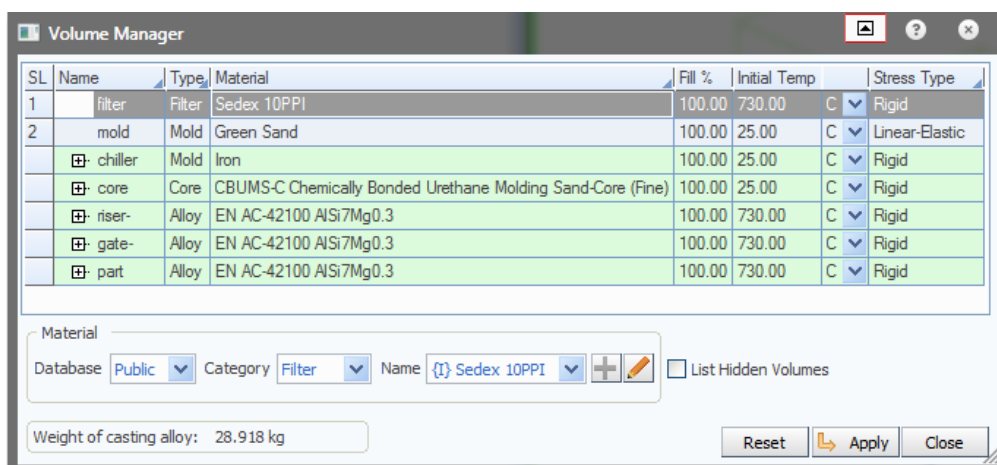


Figura 64 - Janela de definição dos materiais e temperaturas.

De seguida, foram definidos os coeficientes de transferência de calor entre cada componente, sendo que os valores utilizados resultam quer da consulta bibliográfica efetuada anteriormente bem como de algumas recomendações indicadas pelo próprio programa. Na Figura 65 são apresentados os valores selecionados. De salientar que quando ambos os componentes possuem o mesmo material não é necessário definir um valor de coeficiente de transferência de calor, sendo apenas necessário selecionar o tipo de interface *EQUIV*. Os valores das interfaces com a designação AlSi7Mg0,3-SilicaSand e AlSi7Mg0,3-H13 podem ser consultados no ANEXO E. De salientar que a escolha a interface AlSi7Mg0,3-H13 se deve ao facto do aço H13 possuir um comportamento térmico equivalente ao ferro fundido utilizado nos alimentadores, segundo a informação recolhida na secção 2.8.6, e ainda porque a empresa em análise utiliza também arrefecedores em H13.

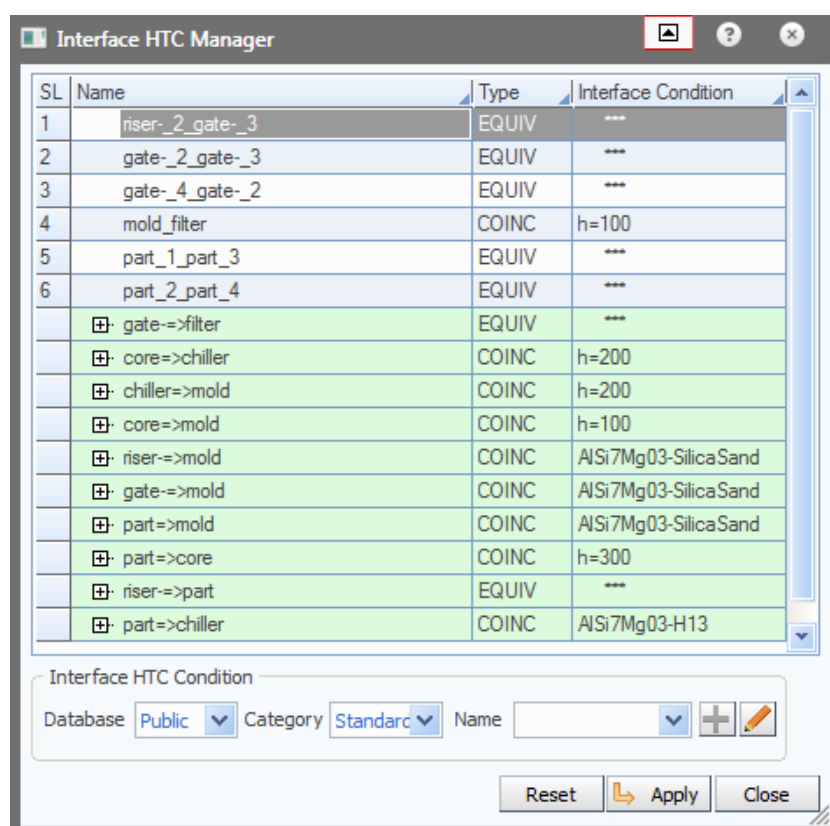


Figura 65 - Janela de definição dos parâmetros de transferência de calor.

Finalmente é necessário proceder a definição das condições de fronteira do modelo, como por exemplo, condições térmicas, de caudal, geométricas ou mecânicas, de acordo como o tipo de simulação pretendida.

Para a simulação de solidificação apenas foi definida uma condição de fronteira do tipo térmico (*Heat\_1*), na qual a superfície exterior do molde esta exposta a arrefecimento ao ar a uma temperatura de 20 °C, como se pode constatar pela análise da Figura 66.

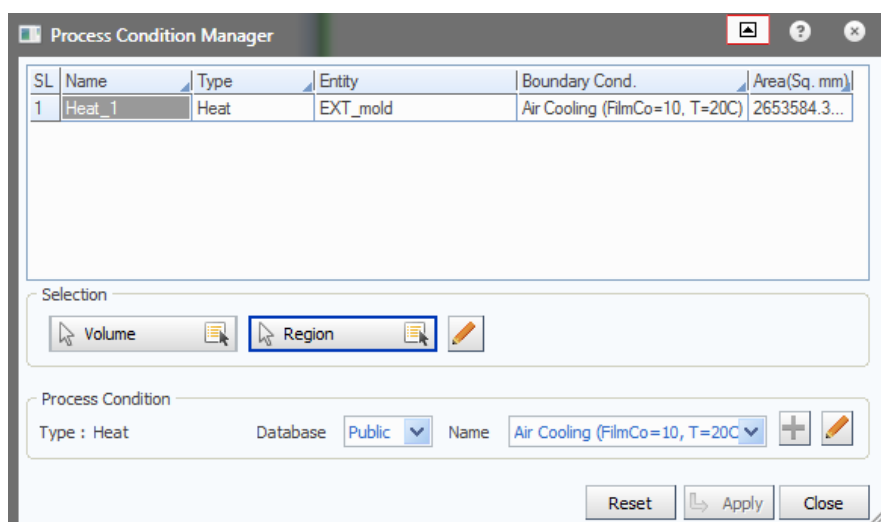


Figura 66 - Janela de definição das condições de fronteira para a simulação de solidificação.

Para a simulação de enchimento foi definida a mesma condição de fronteira do tipo térmico utilizada na simulação de solidificação, e ainda uma condição do tipo caudal (*Inlet\_1*), na qual é definido um caudal de enchimento de 2,5 Kg/s a uma temperatura de 730 °C, como se pode visualizar na Figura 67. A escolha do valor de 2,5 Kg/s tem por objetivo analisar o caso mais crítico do ponto de vista dos fenómenos de turbulência praticado atualmente pela empresa. Claro está que para uma melhor avaliação do processo de gravidade seria também relevante proceder a uma simulação de enchimento com um valor de *Inlet* inferior, igual a 1,25 Kg/s. Contudo, face a morosidade deste tipo de simulações numéricas não foi possível proceder à referida análise.

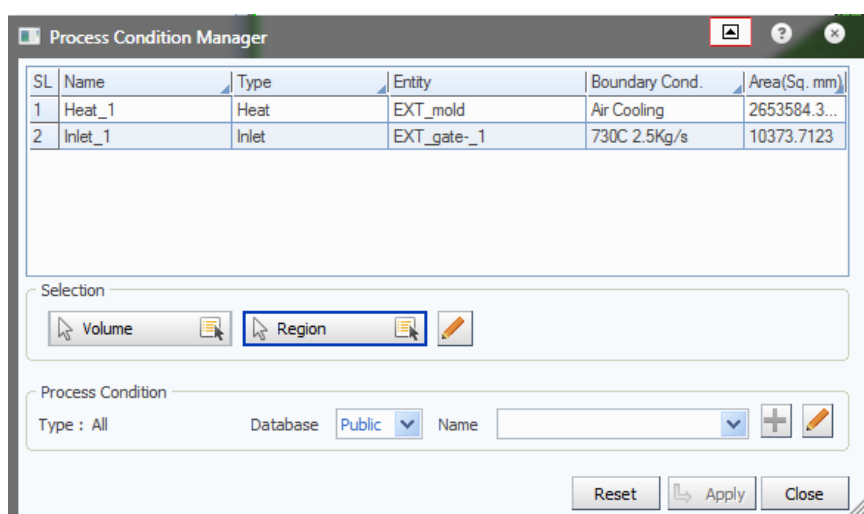


Figura 67 - Janela de definição das condições de fronteira para a simulação de enchimento.

Definidos todos os parâmetros necessários foi realizada a simulação de solidificação e enchimento do conjunto.

### 3.2.4.3 Resultados da simulação de solidificação

Serão apresentados os resultados relativos à simulação de solidificação, sendo que tal como já foi referido, serão essencialmente de dois tipos:

- Rechupes de solidificação (*Shrinkage porosity*);
- Tempo de solidificação (*Solidification time*).

Nas Figura 68 e Figura 69 são representadas as possíveis localizações de defeitos associados ao processo de solidificação, como sendo os rechupes de solidificação.

A simulação indica a possibilidade de existência de rechupes nos alimentadores e em alguns componentes do sistema de gitagem, o que não compromete a sanidade das peças. Outra evidência expressa pela simulação prende-se com a presença de rechupes muito pequenos nos alimentadores prismáticos, o que vai de encontro aquilo que seria de esperar na medida em que a sua utilização visa sobretudo a minimização dos problemas de união de fluxos, o que sugere que a sua eliminação não acarrete problemas de maior.

Na Figura 70 são apresentados os resultados relativos ao tempo de solidificação do conjunto. Pela análise dos resultados relativos ao tempo de solidificação do conjunto, é possível atestar a o alimentador central cumpre o pressuposto de ser o último elemento a solidificar e como tal se encontra bem dimensionado. Relativamente aos alimentadores prismáticos, mais uma vez a análise dos resultados permite pressupor que a sua eliminação não traria problemas a alimentação das peças, uma vez que apresentam tempos de solidificação muito curtos, e ainda porque a presença de uma arrefecedor próximo dos ataques dos mesmos tende a solidificar o ataque neutralizando o alimentador.

De salientar ainda, os tempos de solidificação bastante elevados, o que vai de encontro aquilo que seria de esperar, tendo em conta a utilização de moldações em areia, cujo valor de transferência de calor é mais baixo quando comparado com o das moldações metálicas. Nesta simulação foram atingidos tempos de solidificação na ordem dos 1800 segundos, ou seja, cerca de 30 minutos.

É sabido que os tempos de solidificação dos alimentadores deverão ser superiores aos das peças. Todavia, se a solidificação dos alimentadores ocorrer muito depois da peça, o tempo necessário até ao abate é afetado negativamente sem aumento significativo da eficácia dos alimentadores. A simulação indica que o tempo de solidificação do alimentador central é cerca de 2x superior aos das peças, o que sugere mais uma vez o sobredimensionamento do alimentador central.

Na Figura 71 são apresentados os dados relativos da análise segundo o critério de Niyama, considerando valores de contração inferiores a 3%. Segundo a simulação numérica existe maior probabilidade de existência de microrechupes nas zonas inferiores da peça, o que não se verifica na realidade, onde é na zona superior da peça que surgem mais problemas de microporosidade devida principalmente à união de fluxos. Contudo, tal como referido na seção 2.9.4 a avaliação segundo este critério é meramente qualitativa, sendo que desta forma os resultados obtidos carecem de uma maior validação experimental.



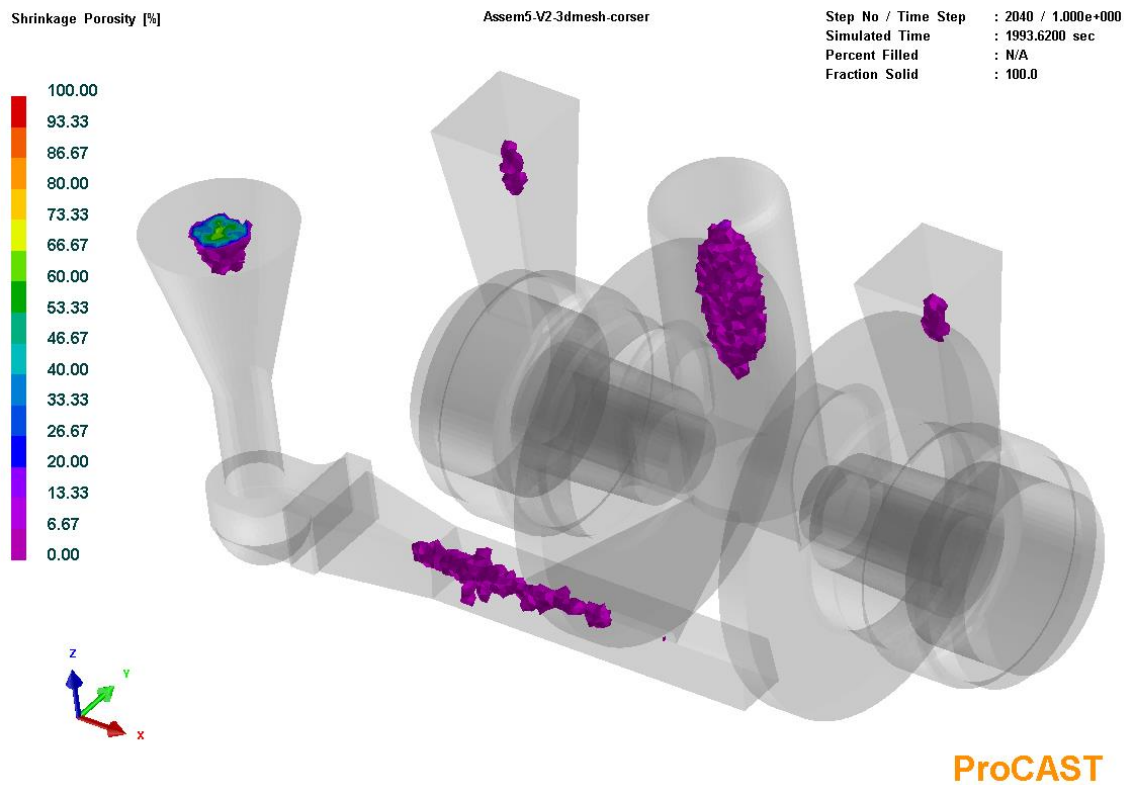


Figura 68 - Resultados da simulação de solidificação - rechupes de solidificação, vista raio x.

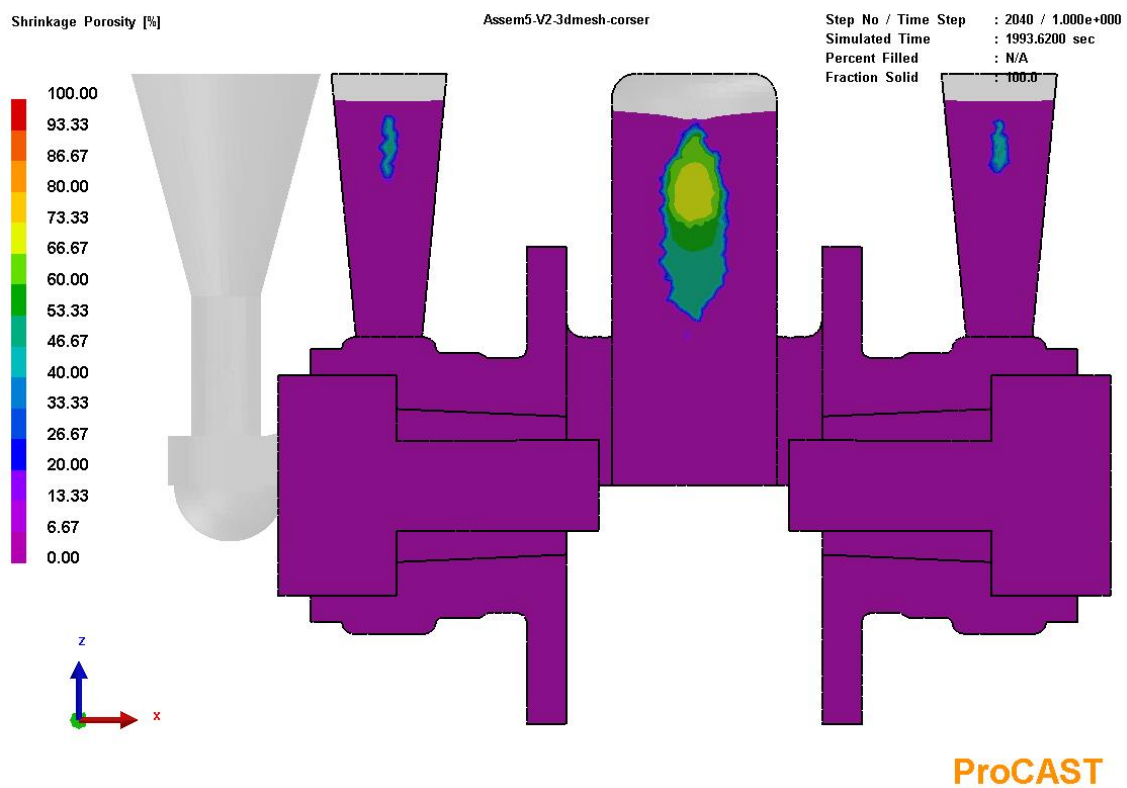


Figura 69 - Resultados da simulação de solidificação - rechupes de solidificação, vista plano de corte XZ.



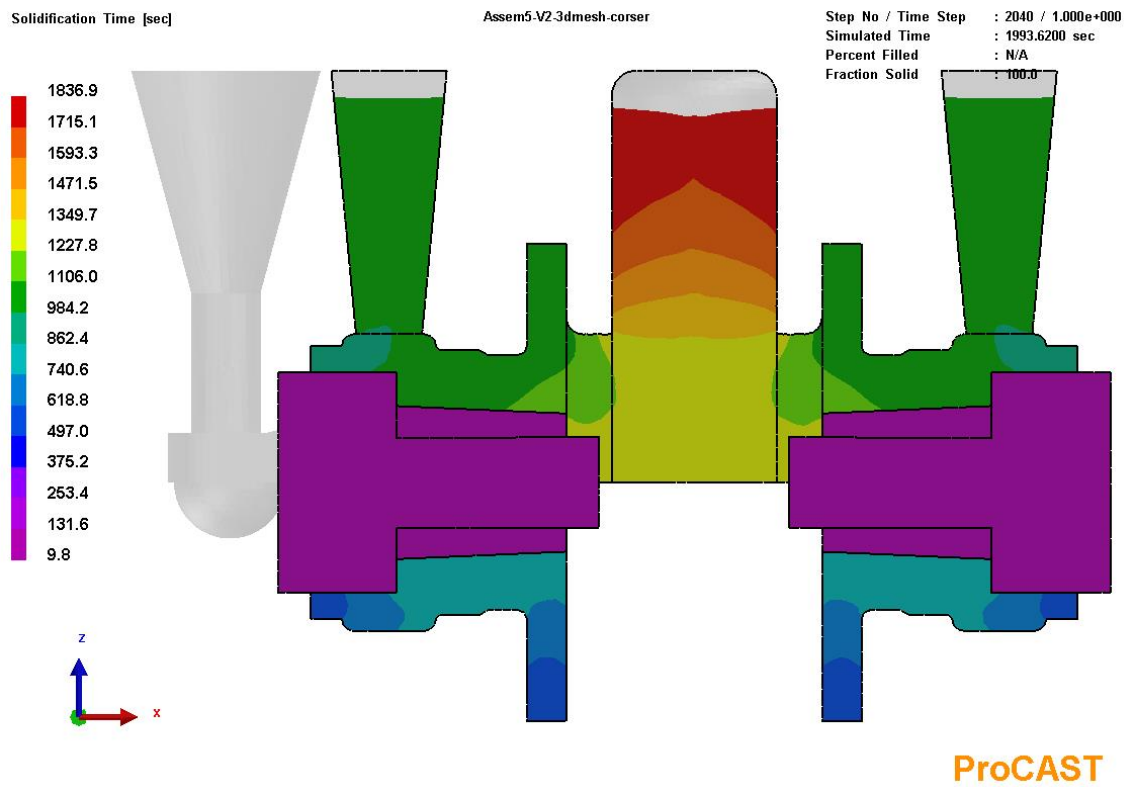


Figura 70 - Resultados da simulação de solidificação – tempo de solidificação, vista plano de corte XZ.

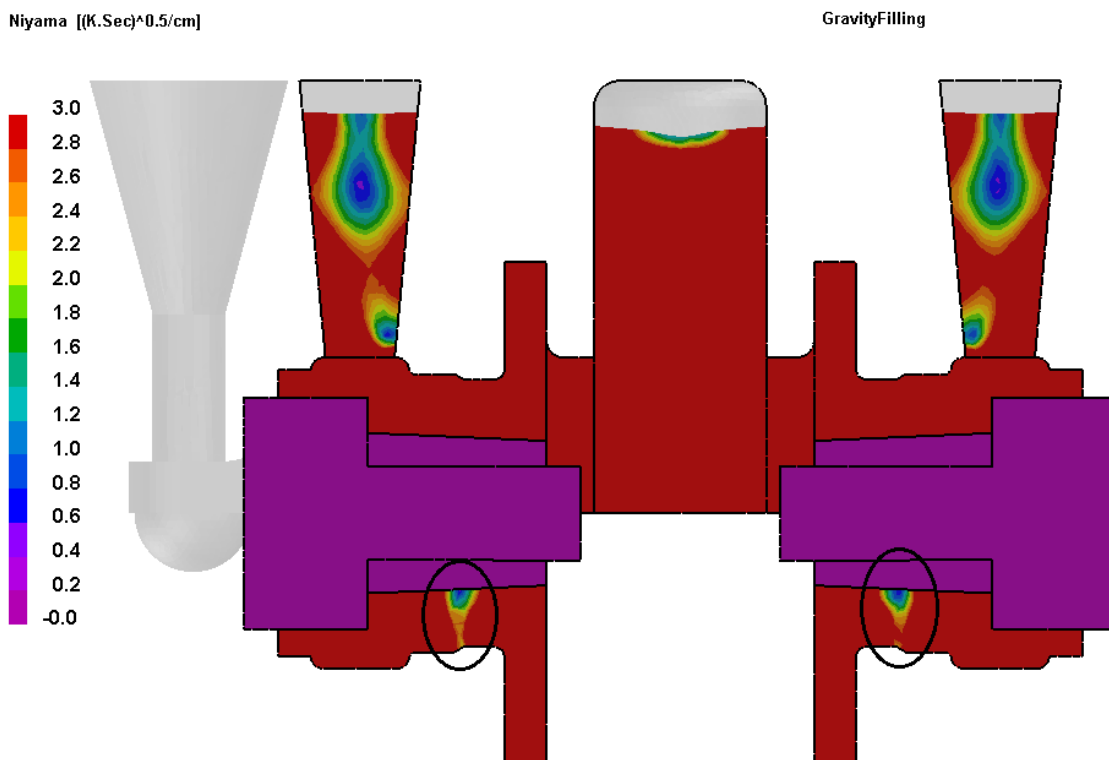


Figura 71 - Resultados da simulação de solidificação – critério de Niyama, vista plano de corte XZ

### 3.2.4.4 Resultados da simulação de enchimento

Serão apresentados os resultados relativos à simulação de enchimento, sendo essencialmente de três tipos:

- Velocidades de enchimento (*Fluid Velocity-Magnitude*);
- Temperatura após enchimento (*Temperature at Fill Time*);
- Tempo de enchimento (*Fill time*).

Na Figura 72 são apresentados as velocidades registados durante o momento em que a frente de metal líquido atinge a região inferior da coluna de vazamento, e quando atinge o filtro, ao segundo 0,44 (Figura 72 a)) e segundo 0,56 (Figura 72 b)) respetivamente.

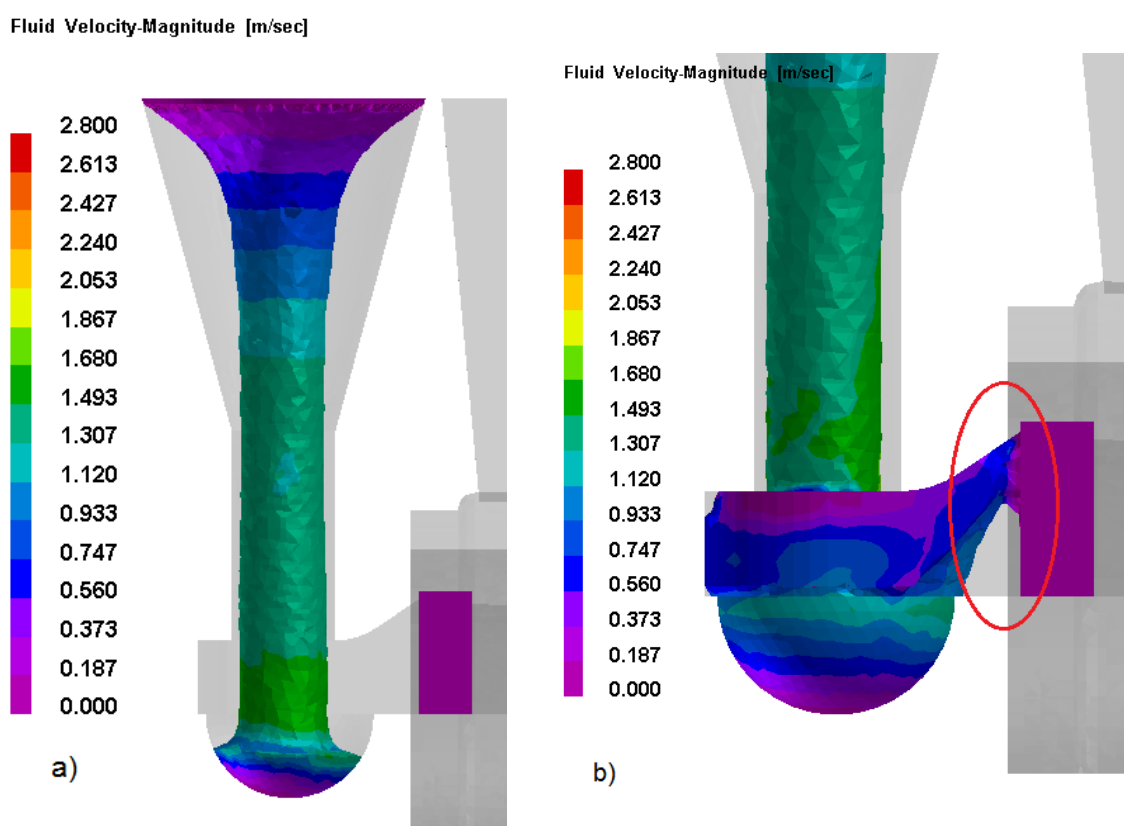


Figura 72 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas no enchimento.

Como se pode atestar pela análise da Figura 72 b) a frente de enchimento atinge primeiro o filtro na zona superior do mesmo, acabando por atacar o filtro de forma descontrolada como se pode verificar pela análise da Figura 73.

Na Figura 74 são apresentadas as velocidades de enchimento registadas quando a frente de enchimento atinge o final do canal de distribuição, sendo assinalada na figura uma zona suscetível à inclusão de gases, num fenómeno em tudo equivalente ao demonstrado anteriormente na Figura 45 b), presente na página 75.

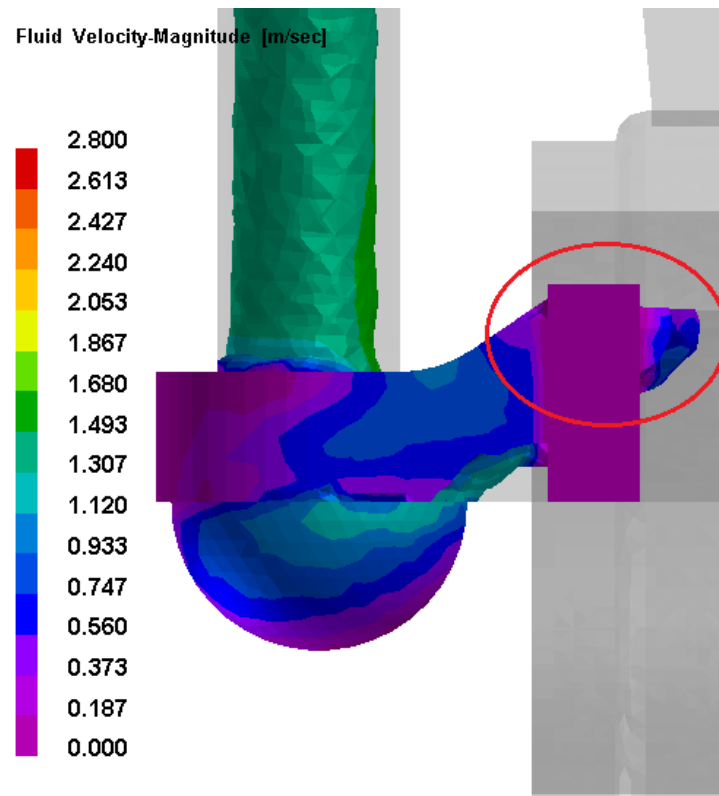


Figura 73 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registradas ao segundo 0,65.

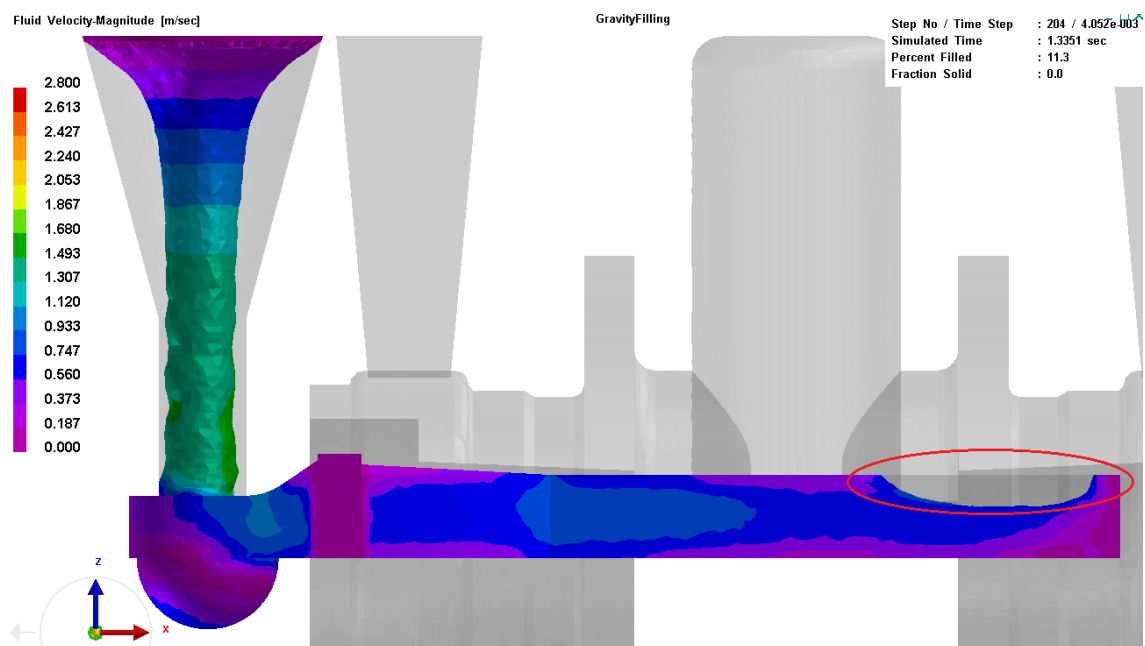


Figura 74 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registradas ao segundo 1,34.

Na Figura 75 é possível atestar que a convergência que existe no final do canal de distribuição, junto do ataque à peça, resulta num aumento expressivo de velocidade, sendo atingidos valores de velocidade próximos de 1,6 m/s que induzem fenómenos de “jato” no metal líquido.

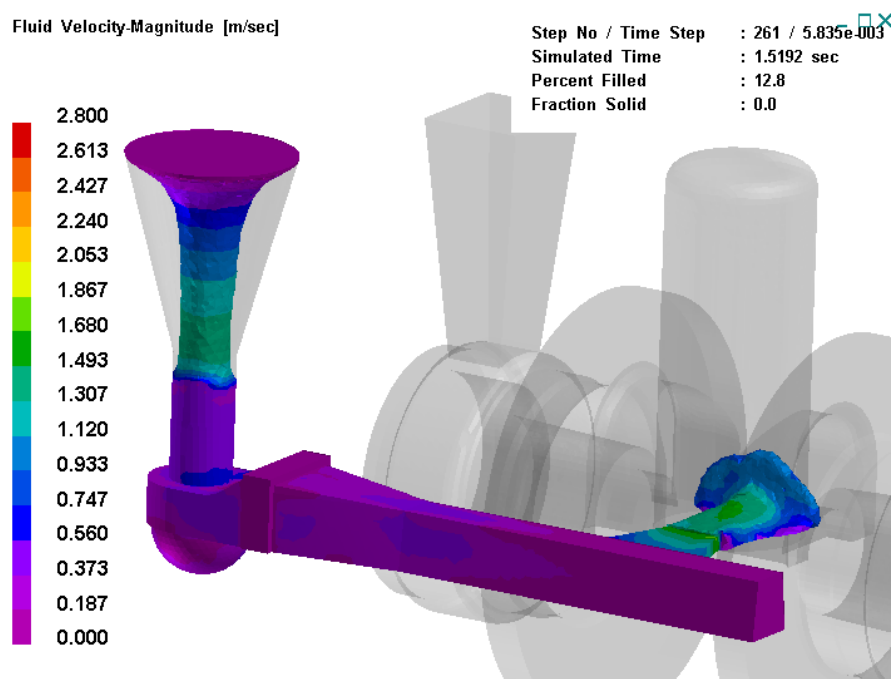


Figura 75 -Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas ao segundo 1,52.

Na Figura 76 é possível observar que o enchimento da peça é feito em queda em duas zonas, sendo atingidas velocidades de cerca de 1,6 m/s. É ainda importante referir que na zona final do canal de distribuição atingem-se velocidades muito elevadas próximas de 2,8 m/s. Assim, é seguro dizer que o enchimento da peça é realizado segundo um regime turbulento, que fomenta a inclusão de óxidos e gases.

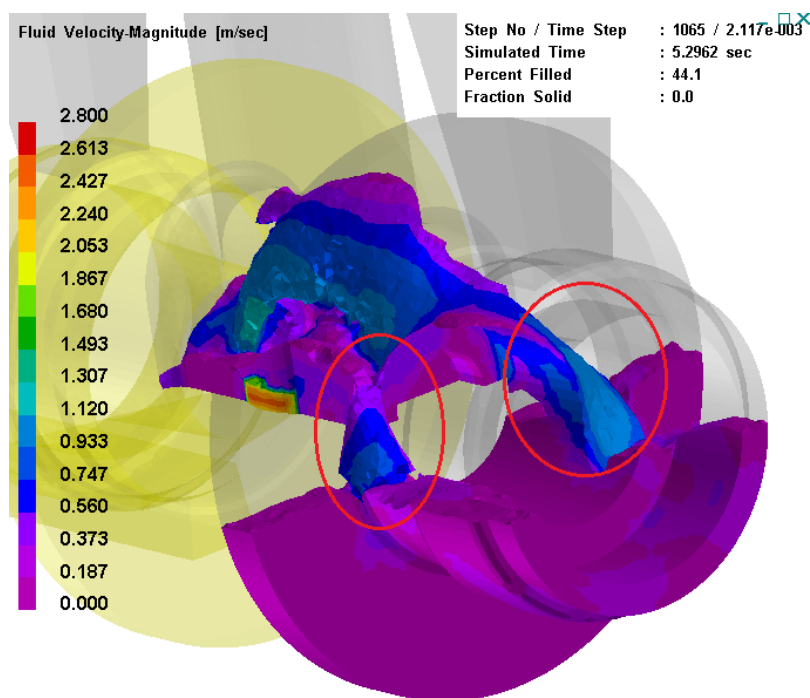


Figura 76 -Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas ao segundo 5,30.

Na Figura 77 é possível visualizar os tempos de enchimento para as diferentes regiões da peça, sendo registado um tempo máximo de enchimento de 11,81 segundos.

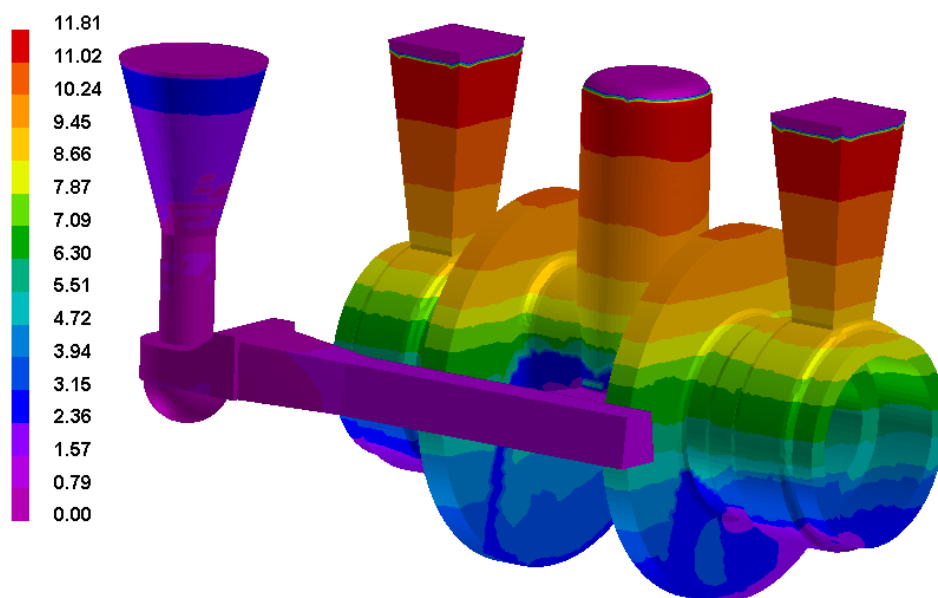


Figura 77 - Resultados da simulação numérica de enchimento – tempo de enchimento.

Na Figura 78 são apresentadas as temperaturas registadas após enchimento, sendo possível verificar que face ao enchimento rápido da peça, todas as zonas se encontram a temperatura elevada, próxima da temperatura de vazamento de 730 °C.

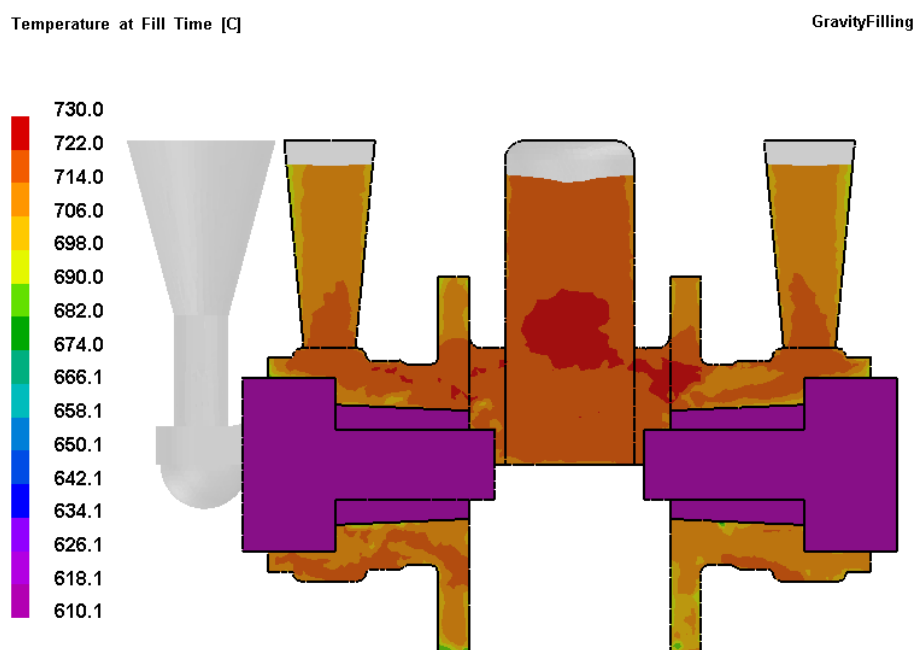


Figura 78 - Resultados da simulação numérica de enchimento – temperatura após enchimento.

### 3.2.5 Rendimento do processo

Um dos parâmetros de avaliação mais relevante em qualquer processo de fundição prende-se com a determinação do rendimento metalúrgico do processo, que pode ser calculado segundo a Equação (23).

$$\text{Rendimento} = \frac{\text{Peso das peças acabadas}}{\text{Peso total do metal vazado}} \times 100 \quad (23)$$

Para o cálculo do valor de rendimento, a massa dos respetivos componentes foi determinada, quer através da ferramenta *Evaluate* do *SolidWorks®*, como também através da medição direta dos componentes reais, sendo os dados apresentados na Tabela 28.

Tabela 28 - Massa virtual e real dos componentes do conjunto.

<i>Componente</i>	<i>Massa virtual (kg)</i>	<i>Massa real (kg)</i>
<i>Peça</i>	$2 \times 8,50 = 17,00$	17,25
<i>Arrefecedor</i>	$2 \times 2,80 = 5,60$	2,90
<i>Conjunto total<sup>3</sup></i>	38,12	40,08

Os resultados do rendimento metalúrgico do conjunto modelado e do conjunto real são apresentados através das Equações (24) e (25).

$$\text{Rendimento} = \frac{2 \times 8,50}{38,12 - (2 \times 2,80)} \times 100 = 52,28 \% \quad (24)$$

$$\text{Rendimento real} = \frac{17,25}{40,08 - (2 \times 2,90)} \times 100 = 50,32 \% \quad (25)$$

O valor de rendimento obtido por ambas as vias é muito semelhante, e situa-se na ordem dos 50 %.

Relativamente a problemas de rejeição, esta peça apresenta uma taxa de rejeição total, isto é, interna e externa, de cerca de 20%, sendo que a grande maioria das rejeições se deve a problemas de porosidade nas zonas superiores da peça.

<sup>3</sup> O conjunto total engloba duas peças, dois arrefecedores e todo o sistema de gitagem e alimentação.

### 3.2.6 Problemas identificados

O processo de fundição por gravidade acarreta alguns problemas ou desvantagens por si só, sendo de seguida apresentados alguns dos problemas identificados, quer no projeto do sistema de alimentação e gitagem, como também nas condições de vazamento atualmente impostas.

No que diz respeito as condições de vazamento os problemas identificados foram os seguintes:

- Dificuldade na definição dos tempos e velocidades de vazamento;
- Tempos de enchimento elevados para tentar minimizar problemas de turbulências.

Relativamente ao sistema de alimentação existem os seguintes problemas:

- Alimentador prismático apresenta tempos de solidificação muito baixos;
- Utilização de um arrefecedor próximo do ataque do alimentador prismático, neutralizando o efeito do mesmo;
- Alimentador prismático com um valor de módulo muito baixo;
- Alimentador prismático possui uma geometria desfavorável ao rendimento;
- Alimentador prismático é colocado sobre uma superfície curva da peça, o que dificulta a sua remoção;
- Alimentador central muito sobredimensionado face aos cálculos efetuados e resultados da simulação obtidos;
- Necessidade de utilização de alimentadores atmosféricos, face a dificuldade de enchimento da peça;
- Gradiente de temperaturas assimétrico entre a zona superior e inferior da peça;
- A simulação indica possibilidade de existência de microporosidade na zona inferior da peça, apesar de ser na zona superior que se verificam mais problemas.

Relativamente ao sistema de gitagem utilizado ocorrem os seguintes problemas:

- Possibilidade de fenómenos de turbulência imediatamente após o filtro;
- Possibilidade de inclusão de gases em vários troços do sistema de gitagem;
- Problemas de erosão da moldação, resultante da entrada do metal na cavidade a velocidades muito elevadas;
- Canal de distribuição convergente próximo do ataque a peça apresenta uma área de secção muito reduzida que induz velocidades extramente elevadas, próximas dos 2,8 m/s considerando um vazamento máximo a 2,5 Kg/s;
- Enchimento em queda acentuada, e de forma descontrolada;
- União de fluxos na zona superior da peça, que leva a problemas de microporosidade.

De salientar ainda que, atualmente, a empresa possui uma taxa de rejeição desta peça de cerca de 20 %, o que se traduz num custo acrescido e como tal favorece a tentativa de implementação do novo processo de baixa pressão.

### 3.3 Projeto de uma moldação em areia para baixa pressão

Numa fase inicial do projeto da moldação é realizada a geração de vários conceitos, nos quais são realizadas diversas combinações do número máximo de peças a vazarem, bem como da orientação das mesmas na moldação. Após uma análise preliminar dos diversos conceitos e selecionado qual o conceito teoricamente mais vantajoso será executado o projeto dos sistemas de gitagem e alimentação adequados.

Existem diversos parâmetros que condicionam o *layout*, nomeadamente:

1. Dimensões máximas da moldação em areia;
2. Número de peças a vazarem simultaneamente;
3. Modelo de gitagem e alimentação a utilizar;
4. Acoplamento da moldação ao forno;
5. Sistema de movimentação das moldações;
6. Sistema de retenção do metal após vazamento.

#### Dimensões máximas da moldação

Conhecendo as dimensões máximas da caixa da moldação foi possível estabelecer quais seriam as dimensões máximas permitidas para a moldação em areia. Assim ficou estabelecido que cada moldação poderia ter as dimensões máximas de  $790 \times 630 \times 225$  mm.

#### Número de peças a vazarem simultaneamente

Claro está que quanto maior for o número de peças a vazarem em cada vazamento, mais produtivo e rentável será o processo. Numa análise simplista bastaria considerar os atravacamentos máximos da peça a produzir e distribuir pela moldação o maior número de peças possível. Contudo, é necessário ter em conta que o sistema de gitagem e alimentação também irá ocupar espaço e ainda que a distribuição das peças na moldação deve ser tal que favoreça a obtenção de peças sãs, isto é, isentas de defeitos considerados intoleráveis para a função a que a peça se destina. De facto, existem uma série de pressupostos relacionados com a disposição das peças na moldação que não devem ser postos de parte, e que serão melhor abordados na fase de geração de conceitos.

De salientar que no processo atualmente presente na empresa, de fundição por gravidade, é feito o vazamento de duas peças a cada vazamento.

#### Modelo de gitagem e alimentação

Existem diversos modelos de gitagem e alimentação possíveis de utilizar, e que vão condicionar a forma como as peças podem ser distribuídas pela moldação.

Como já referido anteriormente a escolha de um tipo de sistema de gitagem, no que diz respeito à relação de gitagem, condiciona o tamanho de todo o sistema de gitagem, sendo que um sistema despressurizado tende a ser mais volumoso que um sistema pressurizado. Assim, determinada a relação de gitagem a utilizar é necessário garantir que existe espaço na moldação para acomodar todo o sistema.

Relativamente ao sistema de alimentação, o fator que mais influencia a disposição das peças é o tipo de alimentador utilizado, isto é, se se trata de um alimentador



atmosférico ou cego. Atualmente na empresa são utilizados alimentadores preferencialmente atmosféricos, sendo que face as sugestões efetuadas pela mesma, numa primeira fase será considerada a utilização desse tipo de alimentadores.

#### **Acoplamento da moldação ao forno**

No sistema de baixa pressão, sempre que se realiza um vazamento a moldação é colocada por cima do forno, sendo realizado o acoplamento da moldação ao tubo de enchimento, que se encontra parcialmente submerso no banho de metal líquido no interior do forno. Assim, é necessário garantir que a moldação possui as dimensões necessárias para que ocorra uma boa ligação entre os dois sistemas, para que não haja fugas de metal durante o vazamento na zona da ligação.

No equipamento presente na empresa, o tubo apresenta um diâmetro interno de 60 mm sendo por isso necessário garantir que o sistema de gitagem da peça reúne as condições necessárias para uma boa ligação entre os dois sistemas.

#### **Sistema de movimentação das moldações**

A empresa dispõe de um sistema de transporte de moldações automatizado, sendo por isso necessário garantir que a nova moldação reúna as condições necessárias para poder ser manipulada por este sistema.

Atualmente na empresa, no processo convencional de fundição por gravidade as moldações são vazadas na posição horizontal. Contudo, o sistema de baixa pressão disponível obriga a que a moldação seja vazada na posição vertical, o que evidentemente condiciona o projeto de moldação da peça.

#### **Sistema de retenção do metal após vazamento.**

No sistema de baixa pressão convencional, após o enchimento da coquilha estar completo, é feita uma redução da pressão utilizada para que o metal líquido que se encontra no tubo de subida retorne ao forno. Contudo, no sistema de baixa pressão com moldação em areia, a baixa condutividade térmica da areia impossibilita que seja utilizado o mesmo método, sob pena de grande parte do metal ainda se encontrar líquido aquando do enchimento completo da cavidade. Para que tal fosse possível, era necessário aguardar bastante tempo, o que se traduz numa grande perda de cadência de produção. Portanto, este equipamento dispõe de um sistema que assegura a interrupção da ligação entre o tubo de enchimento e a moldação. Esta quebra de ligação é assegurada por um simples inserto cerâmico que é colocado no gito principal, através de um cilindro pneumático. Em alguns casos é possível dispensar o uso de um inserto cerâmico, sendo que o cilindro pneumático empurra uma secção de areia que interrompe o caudal.

Na Figura 79 é apresentada a solução de retenção de metal que dispensa a utilização de um inserto na moldação.

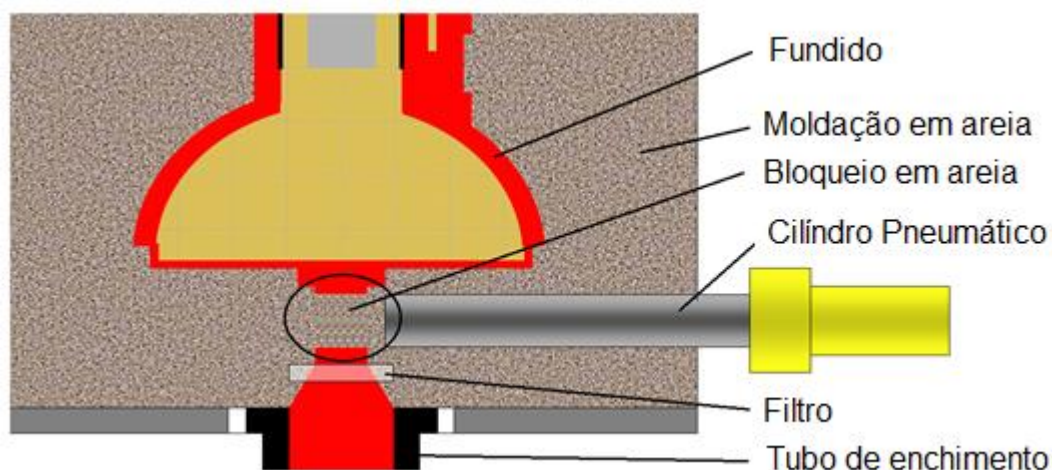


Figura 79- Ilustração do sistema de retenção de metal.

### 3.3.1 Geração e seleção de conceitos

Existem inúmeras distribuições possíveis de realizar para o *layout* da cavidade da moldação, sendo que cada uma delas apresenta um conjunto de vantagens e desvantagens específico, que serão analisadas com detalhe para que no final seja adotado o *layout* que teoricamente apresenta mais vantagens.

Inicialmente procurou-se encontrar uma solução próxima da solução já implementada no processo de fundição por gravidade.

Na Figura 80 é apresentada uma vista em corte da peça em estudo, na qual são identificadas as principais zonas da peça possíveis de ser utilizadas, quer do ponto de vista do sistema de gitagem, quer de alimentação. A cor vermelha identifica a face plana de maior área da peça, na qual será mais fácil implementar os possíveis ataques ou alimentadores. Esta facilidade prende-se com o facto de por se tratar de uma face plana, a remoção dos componentes nela colocados ser facilitada por posteriores processos de corte e maquinagem. A cor amarela identifica uma zona circular de grandes dimensões situada na proximidade da maior espessura da peça. Assim, será a zona mais indicada para uma possível implementação de um alimentador. A cor rosa demarca uma outra superfície circular da peça, que apesar de possuir uma área mais reduzida se encontra sobre a zona de maior espessura da peça, sendo desta forma também uma possível zona para a colocação de um alimentador. Por fim, a área a verde identifica uma zona circular de grande diâmetro, mas que apresenta uma pequena espessura, e como tal dificulta a inserção de possíveis ataques ou alimentadores. As restantes faces da peça face as dimensões das mesmas obrigam a soluções de implementação complexas.

Para uma análise detalhada da geometria da peça é possível consultar o Anexo F.

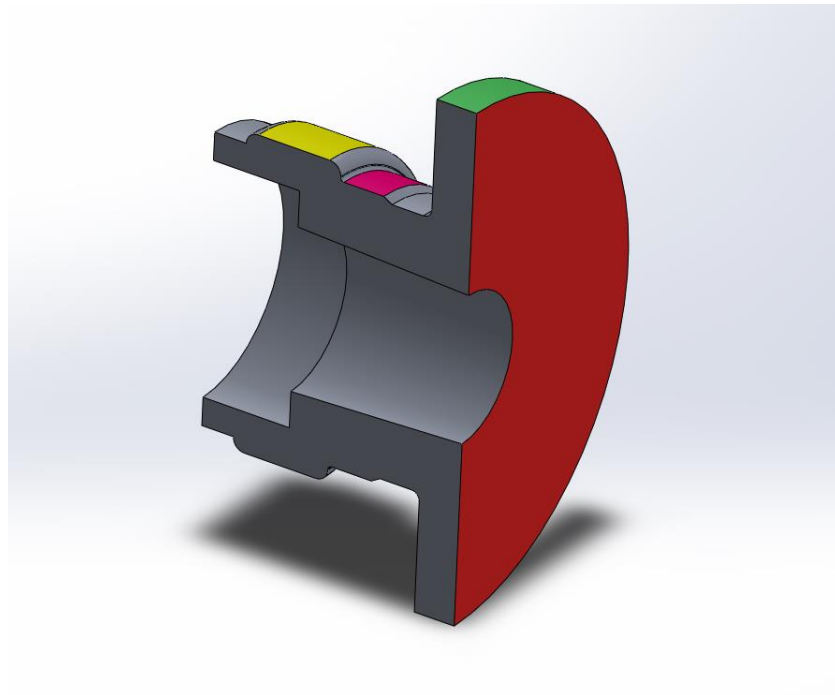


Figura 80 - Desenho da peça e identificação das principais zonas.

#### 3.3.1.1 *Layout 1*

A primeira solução encontrada que cumpre os pressupostos anteriormente estabelecidos é apresentada na Figura 81.

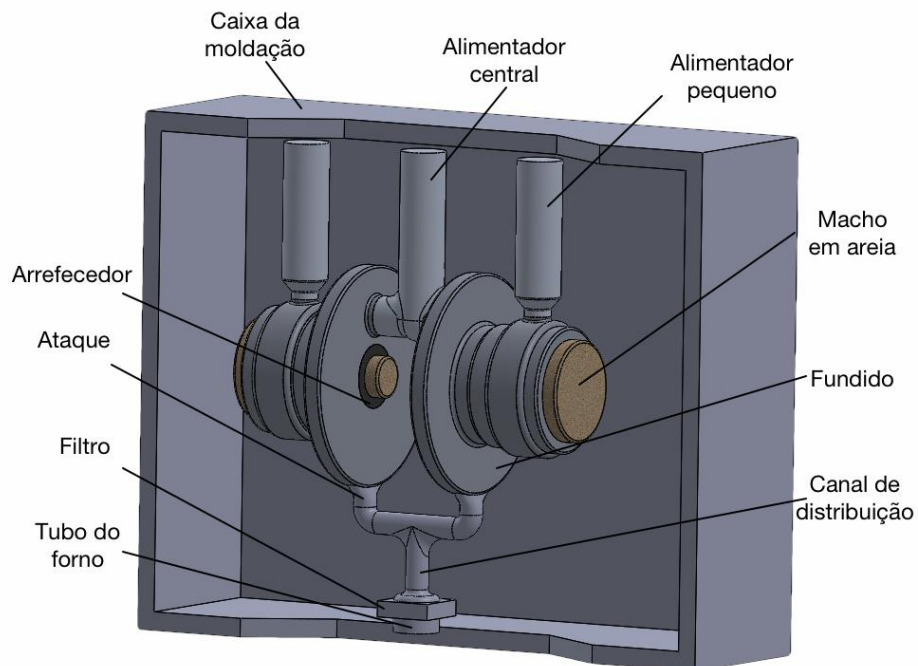


Figura 81 – Imagem virtual do *layout 1* com respetivo sistema de alimentação e gitagem.

Pela análise da Figura 81 é possível constatar que com esta configuração é possível vaziar duas peças de forma simultânea, sendo que estas se encontram dispostas numa posição horizontal considerando como referência o eixo principal da peça.

Esta configuração cumpre a imposição do vazamento ter que ser realizado na vertical, e oferece ainda bastante liberdade no que diz respeito aos sistemas de alimentação e gitagem possíveis de utilizar, uma vez que grande parte da caixa de moldação não se encontra ocupada pelas peças.

Relativamente ao sistema de gitagem e alimentação esta configuração irá ter como ponto de partida os seguintes pressupostos:

- Alimentação:
  - Utilização de três alimentadores, sendo que um deles será partilhado pelas duas peças;
  - Os alimentadores serão do tipo atmosférico e de forma cilíndrica;
  - Dois dos alimentadores serão colocados sobre a superfície circular da peça assinalada a cor amarela na Figura 80, e o alimentador partilhado por ambas as peças será colocado na superfície plana da peça assinalada com a cor vermelha na Figura 80;
  - Utilização de um arrefecedor colocado na zona interior da peça mais maciça, funcionando também como macho.
- Gitagem:
  - Gitagem vertical, devido ao constrangimento de ser necessário vaziar na posição vertical;
  - Capacidade de acoplamento no forno já existente;
  - Ataque em leque divergente na superfície circular assinalada a cor verde na Figura 80;
  - Gitagem ligeiramente pressurizada;
  - Incluir componentes de filtragem;
  - Incluir sistema de retenção do metal.

O projeto do sistema de gitagem e alimentação desta configuração pode ser analisado com maior detalhe na secção 3.3.2.

A escolha deste tipo de *layout* resulta quer dos constrangimentos já enunciados, como também duma análise das possíveis vantagens e desvantagens que este *layout* pode propiciar de acordo com aquilo que são as regras básicas de traçado de elementos de fundição. Assim, são apresentadas de seguida algumas das possíveis vantagens e desvantagens associadas a esta configuração:

- Vantagens:
  - Enchimento simultâneo de duas peças;
  - Gradiente de origem térmico simétrico;
  - Enchimento em nascente, na zona inferior da peça.
- Desvantagens:
  - Os alimentadores não são pré aquecidos pela passagem de metal;
  - Os machos tem tendência a sofrer flexão por impulsão do metal durante o enchimento da cavidade;

- Existe uma união de dois fluxos na zona superior da peça, que pode conduzir a problemas de microporosidade;
- Dois alimentadores são colocados em zonas circulares da peça, o que dificulta a sua posterior remoção.

De salientar ainda que a conceção deste tipo de *layout* teve por base uma aproximação ao *layout* atualmente utilizado na empresa que foi alvo de análise na secção 3.2.

Este e todos os *layouts* apresentados seguidamente serão alvo de uma simulação numérica de solidificação à semelhança do que aconteceu na avaliação do processo de fundição atualmente implementado.

### 3.3.1.2 Layout 2

A segunda solução encontrada que cumpre os pressupostos anteriormente estabelecidos é apresentada na Figura 82.

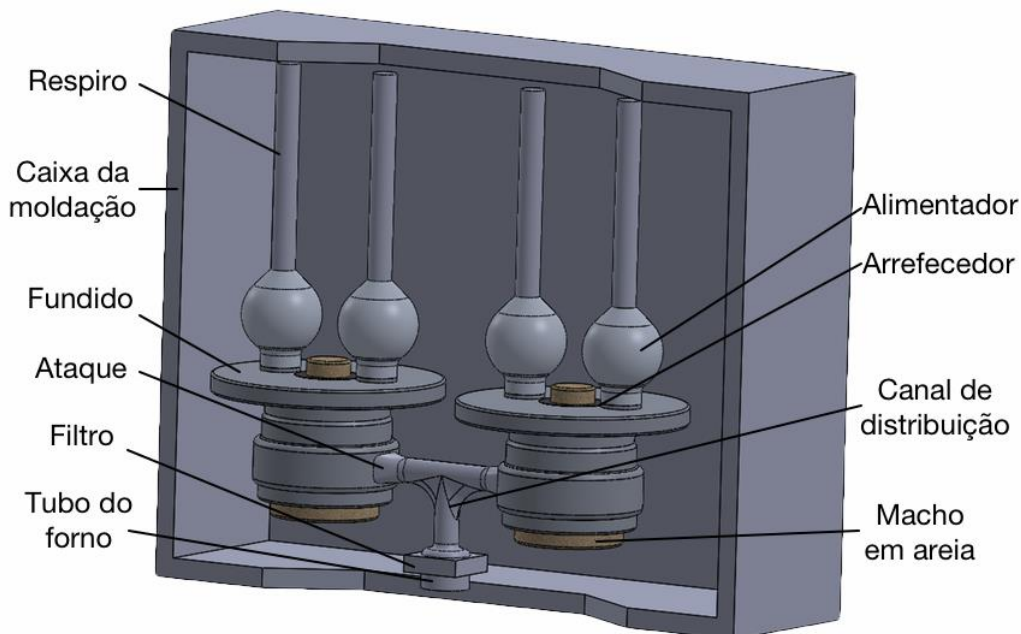


Figura 82 - Imagem virtual do *layout* 2 com respetivo sistema de alimentação e gitagem.

Pela análise da Figura 82 é possível constatar que com esta configuração é possível vaziar duas peças de forma simultânea, sendo que estas se encontram dispostas numa posição vertical considerando como referência o eixo principal da peça.

Relativamente ao sistema de gitagem e alimentação esta configuração irá ter como ponto de partida os seguintes pressupostos:

- Alimentação:
  - Utilização de quatro alimentadores;
  - Os alimentadores serão do tipo atmosférico e de forma esférica;
  - Todos os quatro alimentadores serão colocados na superfície plana da peça assinalada com a cor vermelha na Figura 80.

- Gitagem:
  - Gitagem vertical, devido ao constrangimento de ser necessário vaziar na posição vertical;
  - Capacidade de acoplamento no forno já existente;
  - Enchimento lateral com ataque na superfície circular assinalada a cor amarela na Figura 80;
  - Gitagem ligeiramente pressurizada;
  - Incluir componentes de filtração;
  - Incluir sistema de retenção do metal.

O projeto do sistema de gitagem e alimentação desta configuração pode ser analisado com maior detalhe na secção 3.3.2.

Relativamente a este *layout* também é possível fazer uma análise das possíveis vantagens e desvantagens de acordo com aquilo que são as regras básicas de traçado de elementos de fundição.

Vantagens:

- Enchimento simultâneo de duas peças;
- Gradiente de origem térmico simétrico;
- Inexistência de união de fluxos;
- Inexistência de esforços de flexão nos machos, resultante da impulsão do metal.
- Desvantagens:
  - Os alimentadores não são pré aquecidos pela passagem de metal;
  - Ligeira queda de metal devido ao enchimento lateral;
  - A utilização de alimentadores do tipo atmosférico obriga a que sejam criadas grandes cavidades ou respiros em forma de tubo para ligar o topo da moldação ao alimentador.

### 3.3.2 Projeto dos sistemas de alimentação e gitagem

Como já referido anteriormente existem diversas alternativas possíveis de implementar para o *layout* da moldação, sendo que para cada uma dessas alternativas é necessário projetar o respetivo sistema de alimentação e gitagem, por forma a garantir a obtenção das mesmas isentas de defeitos considerados intoleráveis. Como referido na secção 2.8, primeiramente é necessário efetuar o dimensionamento do sistema de alimentação, sendo efetuado posteriormente o cálculo e dimensionamento do sistema de gitagem correspondente.

Os projetos de alimentação e gitagem para cada *layout* previamente definido serão apresentados nos subseqüentes subcapítulos.

#### 3.3.2.1 Determinação dos pontos quentes da peça

Conforme já abordado na secção 2.8.4, no final do processo de solidificação existe uma parte da peça com vazios resultantes da contração não compensada da peça, vazios estes designados de rechupes, que se encontram geralmente nas zonas que arrefecem por último lugar, vulgarmente designadas de pontos quentes. Assim, antes de se

proceder ao dimensionamento do sistema de alimentação foram realizadas duas simulações de solidificação por forma a determinar os pontos quentes da peça, numa disposição da peça horizontal e vertical.

Nestas simulações não foi considerado qualquer tipo de alimentação, uma vez que a presença de elementos do sistema de alimentação iria influenciar a localização dos pontos quentes.

### Parâmetros da simulação

Primeiramente foi necessário proceder à construção da malha 2D e 3D do conjunto, sendo que os dados mais relevantes para o efeito são apresentados na Tabela 29.

Tabela 29 - N° de elementos utilizados para geração da malha do modelo.

<i>Componente</i>	<i>Tamanho do elemento</i>	<i>N° elementos 2D</i>	<i>N° elementos 3D</i>
<i>Moldação</i>	20 mm	-	-
<i>Peça</i>	2 mm	-	-
<i>Total</i>	-	159.916	5.846.494

Posteriormente foi realizada a especificação de todos os parâmetros necessários à simulação, como materiais e temperaturas iniciais do vazamento e coeficientes de transferência de calor entre as várias interfaces presentes no modelo. Os valores de temperaturas de iniciais de vazamento, bem como de coeficientes de transferência de calor são em tudo equivalentes aos utilizados anteriormente na avaliação do processo de fundição por gravidade, e podem ser consultados com mais detalhe na secção 3.2.4.2.

Para a simulação de solidificação apenas foi definida uma condição de fronteira do tipo térmico, na qual a superfície exterior do molde esta exposta a arrefecimento ao ar a uma temperatura de 20 °C, em tudo semelhante ao já ilustrado na Figura 66, presente na página 106.

### Resultados da simulação para a disposição horizontal

Nas Figura 83 Figura 84 encontram-se representadas as possíveis localizações dos defeitos associados ao processo de solidificação para a configuração horizontal da peça.

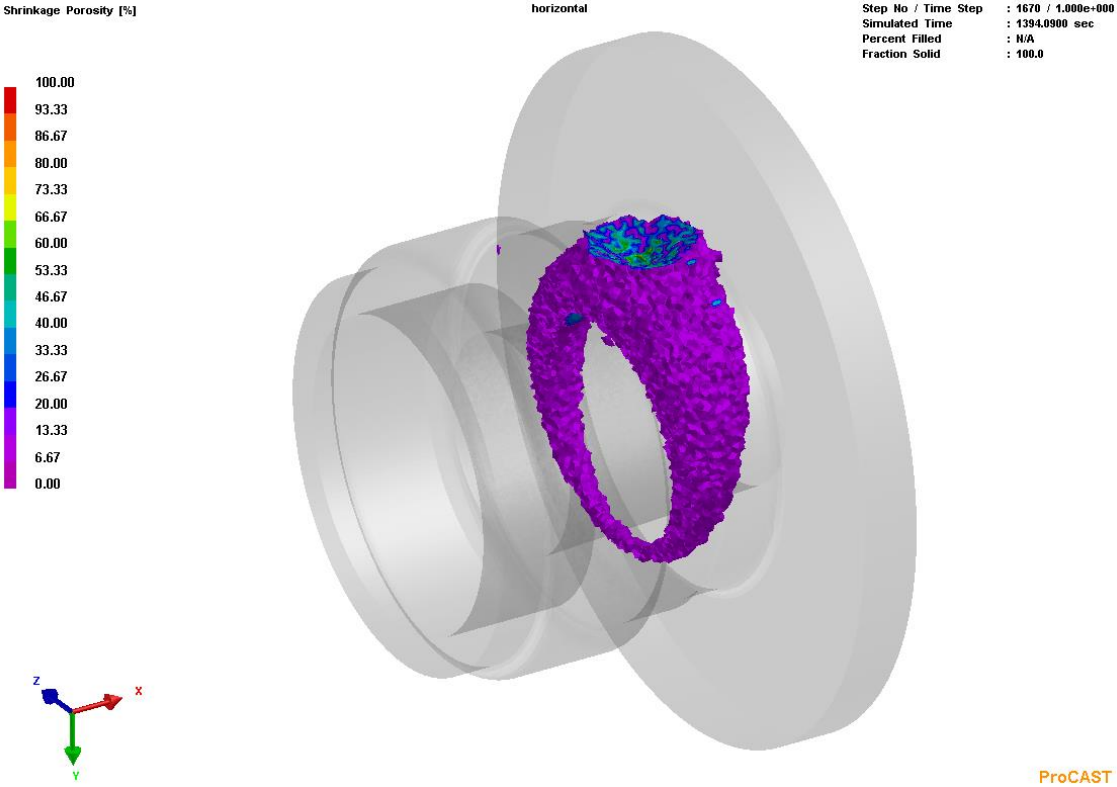


Figura 83 - Resultados da simulação de solidificação horizontal - rechupes de solidificação, vista raio X.

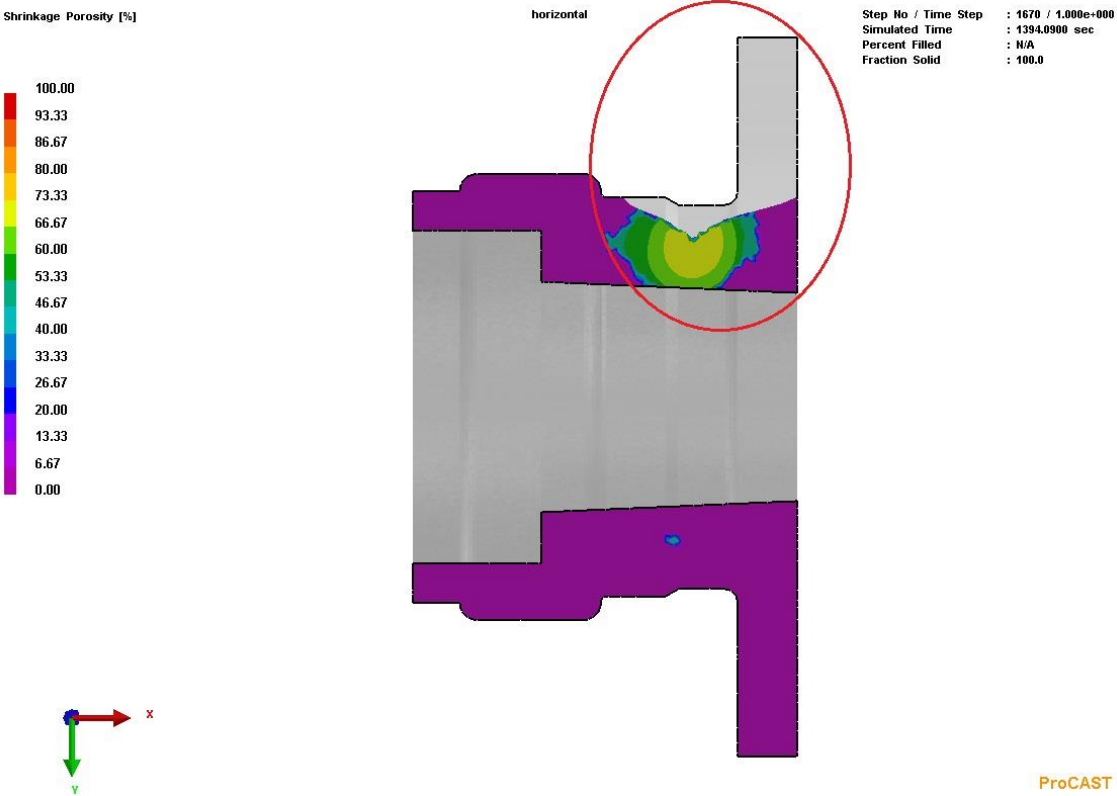


Figura 84 - Resultados da simulação de solidificação horizontal - rechupes de solidificação, vista plano de corte XY.



Através da análise dos resultados da simulação presentes na Figura 83 é possível atestar que a área de maior probabilidade de aparecimento de rechupes tem a forma de anel e situa-se na zona mais maciça da peça. Estes resultados vem de encontro aquilo que seria de esperar, uma vez que, tal como já foi abordado na secção 2.8.5, as zonas mais propicias ao aparecimento de rechupes são as zonas maciças das peças, uma vez que são as últimas a solidificar. É possível ainda verificar através da Figura 84 que a zona superior apresenta uma maior probabilidade de aparecimento de rechupes, relativamente a zona inferior, na medida em que a própria pressão metalostática do metal ainda líquido preenche as porosidades que se vão formando na zona inferior da peça.

### Resultados da simulação para a disposição vertical

Nas Figura 85 Figura 86 encontram-se representadas as possíveis localizações dos defeitos associados ao processo de solidificação para a configuração vertical da peça.

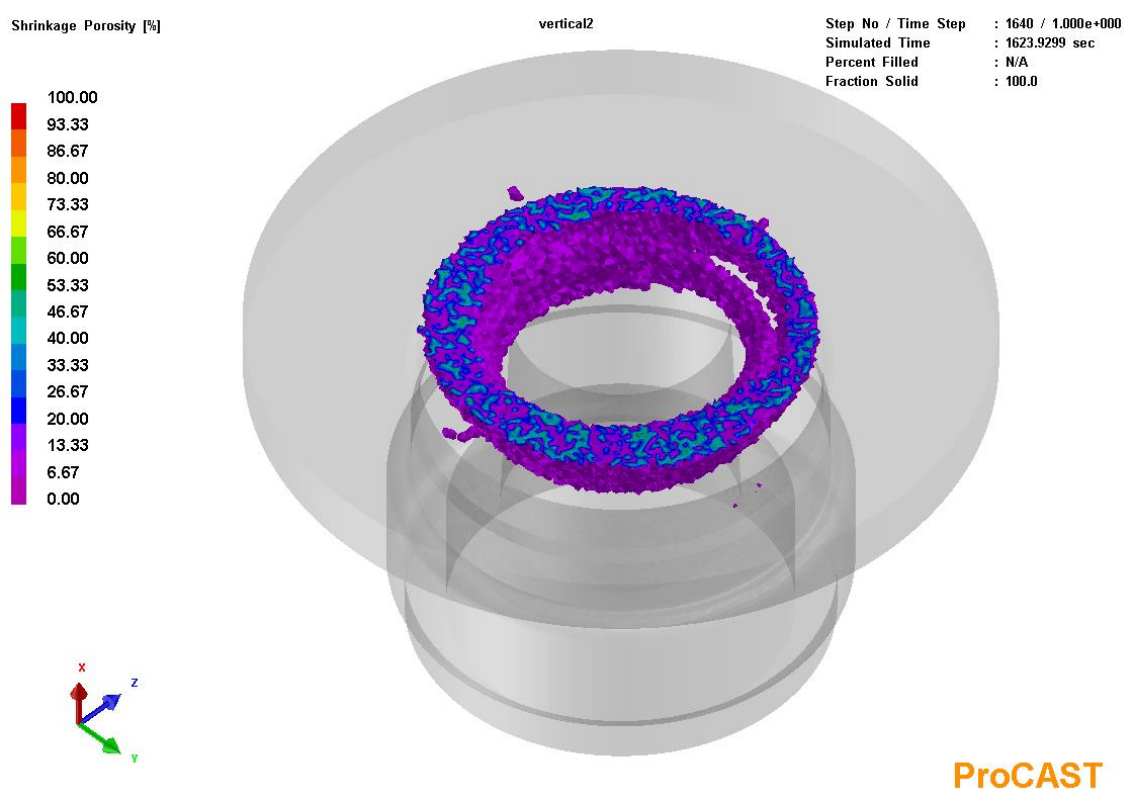


Figura 85 - Resultados da simulação de solidificação vertical - rechupes de solidificação, vista raio X.

A simulação realizada com a peça disposta numa posição vertical revela dados em tudo semelhantes aos obtidos na simulação com a peça colocada na horizontal. É possível atestar através da Figura 85 que a área de maior probabilidade para a existência de rechupes apresenta também uma forma em anel. Contudo, como é possível verificar no corte presente na Figura 86, os rechupes situam-se numa zona superior da peça comparativamente a simulação anterior, sendo que a zona de maior de maior espessura da peça não apresenta sinais de rechupes. Estes dados são corroborados pelo facto da zona circular da peça de maior diâmetro se encontrar na

zona superior da peça, garantindo desta forma metal suficiente para compensar possíveis rechupes na zona mais maciça da peça.

Na Figura 87 é possível concluir que a secção mais maciça da peça é a última a solidificar com tempos de solidificação na ordem dos 27 minutos, sendo que deste modo é necessário garantir que o sistema de alimentação que irá ser projetado inverte esta tendência, garantido que são os elementos do sistema de alimentação a solidificar em último lugar.

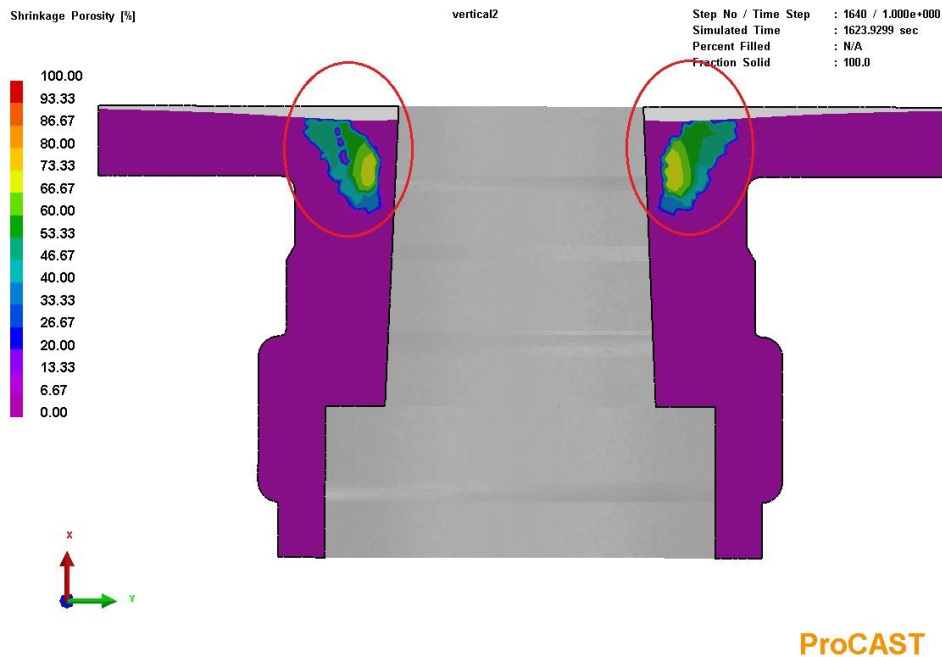


Figura 86 - Resultados da simulação de solidificação vertical - rechupes de solidificação, vista plano de corte XY.

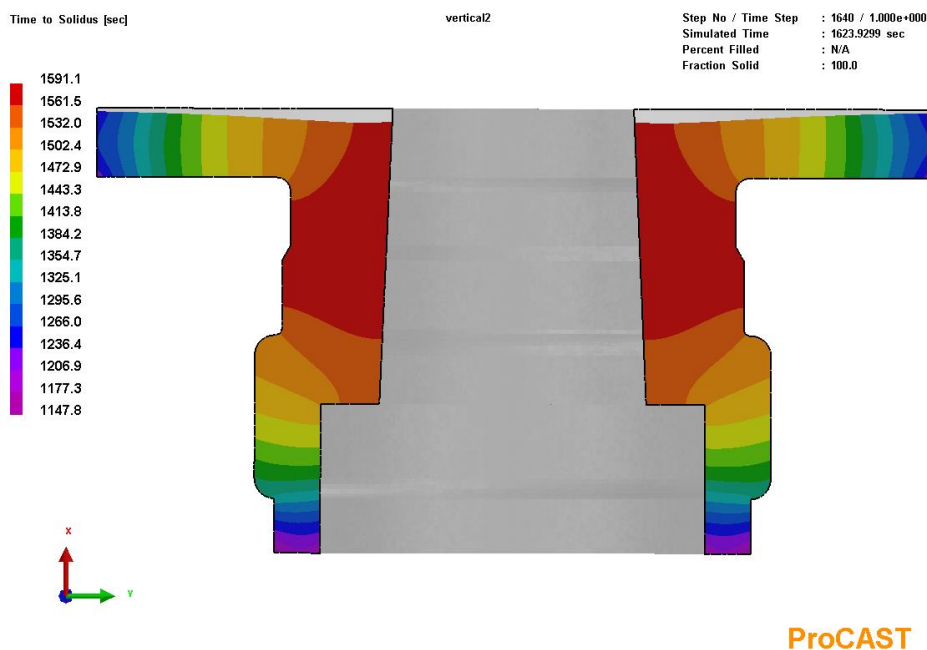


Figura 87 - Resultados da simulação de solidificação vertical - tempo de solidificação, vista plano de corte XY.

### 3.3.2.2 *Layout 1*

Ao longo desta secção, será dimensionado o sistema de alimentação e gitagem relativo ao *layout 1* que se encontra representado novamente na Figura 88.

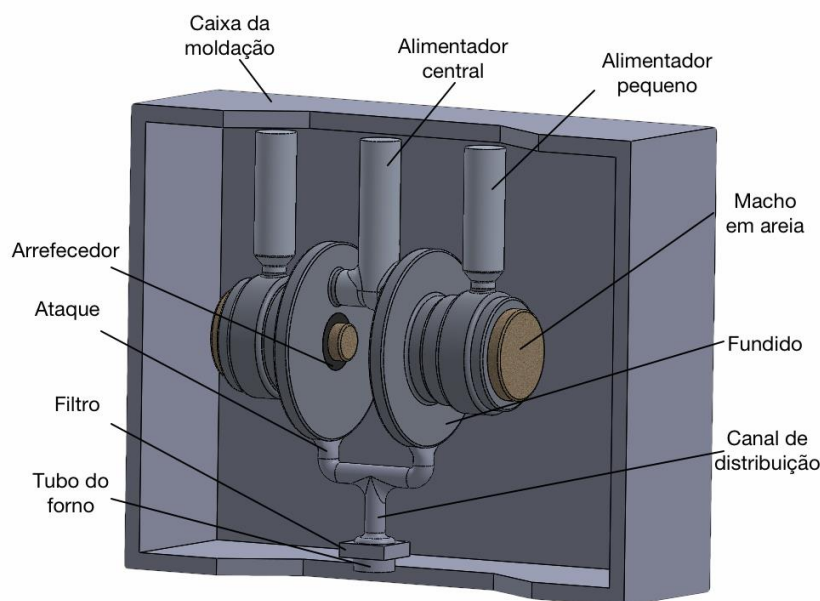


Figura 88 – Imagem virtual do *layout 1* com respetivo sistema de alimentação e gitagem.

### Sistema de alimentação

Depois de estabelecidos alguns pressupostos do sistema, apresentados na fase anterior de geração de conceitos, é necessário proceder ao correto dimensionamento do sistema de alimentação.

Como já referido na secção 2.8.5, numa fase preliminar do projeto de alimentação é necessário fazer dois tipos de apreciação diferenciadas, nomeadamente:

- Avaliação do volume da peça a alimentar;
- Avaliação dos módulos críticos da peça;

O critério determinante será aquele que indicar a necessidade de alimentadores de maiores dimensões.

### Avaliação do volume da peça a alimentar

A avaliação do volume da peça a alimentar teve por base os resultados obtidos anteriormente na secção 3.3.2.1, na qual se realizou a determinação dos pontos quentes da peça e consequentemente das áreas da peça que terão que ser alimentadas. Assim, na Figura 89 são indicadas quais as zonas que serão consideradas para a avaliação do volume a alimentar.

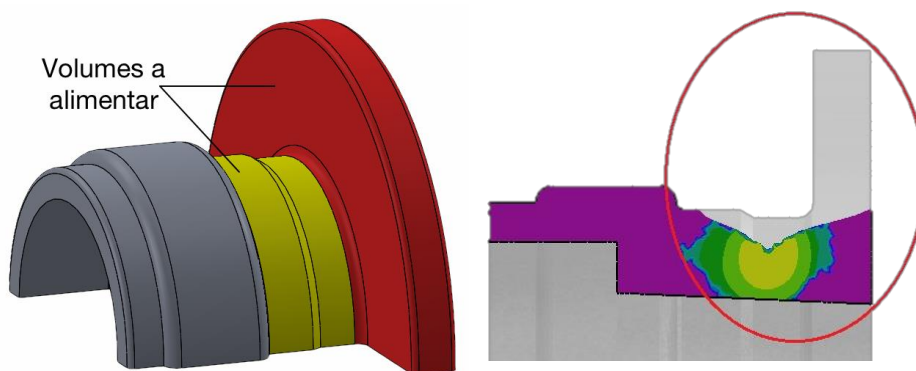


Figura 89 - Indicação dos volumes da peça considerados na alimentação.

A cor amarela na Figura 89 é indicada a área que foi considerada para o dimensionamento dos alimentadores mais pequenos, que se encontram a amarelo na Figura 90, sendo que a cor vermelha é indicada a porção da peça considerada para o cálculo do alimentador central assinalado a vermelho na Figura 90.

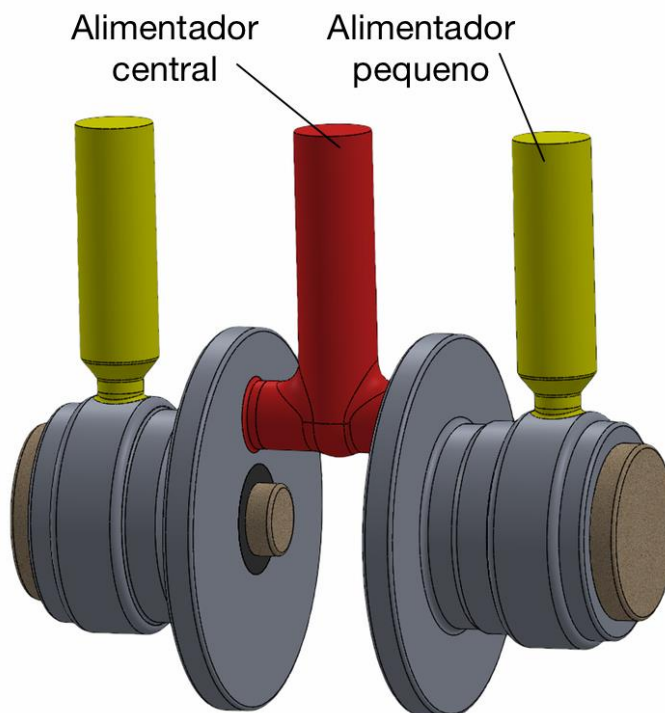


Figura 90 - Indicação da posição dos alimentadores.

Os volumes assinalados na Figura 89 foram determinados recorrendo a ferramenta “*Evaluate*” do programa *SolidWorks®* sendo que os dados obtidos são apresentados na Tabela 30. Ainda na mesma tabela é apresentado o valor do volume necessário de alimentador para as secções correspondentes, calculado segundo a Equação (18) apresentada na secção 2.8.5.1 que é novamente apresentada na Equação (26).

$$Valimentador = V_{peça} \times \frac{\beta}{\mu - \beta} \quad (26)$$

Foi considerada uma contração volumétrica da liga ( $\beta$ ) de 6,5%<sup>4</sup> e um rendimento do alimentador pequeno de 14% (Figura 55), de acordo com a informação apurada nas secções 2.6.5 e 2.8.5 respectivamente. Segundo [28] o uso de um alimentador partilhado possibilita que o rendimento do mesmo aumente consideravelmente. Assim foi considerado um rendimento do alimentador central de 20%.

Tabela 30 – Volumes da peça a alimentar.

	<i>Porção a amarelo</i>	<i>Porção a vermelho</i>
<i>Volume da peça</i>	324555,32 mm <sup>3</sup>	1512558,84 mm <sup>3</sup>
<i>Volume necessário do alimentador</i>	281281,93 mm <sup>3</sup>	728169,07 mm <sup>3</sup>

### Avaliação dos módulos críticos da peça

O projeto da alimentação segundo a avaliação dos módulos críticos da peça tem início na determinação do módulo de cada volume da peça a alimentar. Determinado o valor do módulo da peça é possível determinar os módulos necessários aos alimentadores e respetivos ataques (*neck*), segundo as equações explicitadas na secção 2.8.5.1 que se encontram condensadas na Equação (27).

$$Mal = W_1.Mg ; Mneck = W_2.Mg ; Mg = \frac{V}{S} \quad (27)$$

Para o cálculo dos módulos, como se trata de uma liga leve, foi considerado o valor de correção  $K_1 = 1,4$ , valor obtido a partir na Tabela 21, presente na página 88. Para o cálculo do módulo do *neck* foi considerado o valor de  $K_2 = 1,1$ , valor este de acordo com a secção 2.8.5.1. Os módulos de alimentadores e ataques calculados são apresentadas na Tabela 31.

Tabela 31 - Determinação dos módulos referentes aos alimentadores.

<i>Porção da peça</i>	<i>Volume (mm<sup>3</sup>)</i>	<i>Superfície (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Módulo da peça</i>	<i>Módulo do alimentador</i>	<i>Módulo do neck</i>
<i>“Amarela”</i>	324555,32	35611,89	9,11	12,76	10,03
<i>“Vermelha”</i>	756279,42	79759,58	9,48	13,27	10,43

<sup>4</sup> Foi considerado o valor de contração do alumínio de 6,5% por inexistência do valor concreto para a liga em análise. De salientar que o valor real será abaixo dos 6,5% sendo que esta aproximação não compromete em grande escala o dimensionamento dos sistemas.

Determinados os valores dos módulos necessários foram iteradas as dimensões principais para os alimentadores, sendo que os dados correspondentes são apresentados na Tabela 32. É ainda de salientar que a altura estabelecida para cada alimentador teve por base a necessidade de os alimentadores serem atmosféricos.

Tabela 32 - Dimensões principais dos alimentadores.

<i>Componente</i>	<i>Diâmetro (mm)</i>	<i>Altura (mm)</i>	<i>Volume (mm<sup>3</sup>)</i>	<i>Superfície (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Módulo</i>
<i>Alimentador pequeno</i>	60	205	579606,75	44295,15	13,09
<i>Alimentador central</i>	60	220	622017	47122,50	13,20

Apesar da geometrias dos alimentadores serem relativamente simples, para uma melhor avaliação das propriedades de volume e área de superfície de cada alimentador e respetivo ataque recorreu-se à ferramenta “*Evaluate*” do programa *SolidWorks®*, sendo que os dados são apresentados na Tabela 33.

Tabela 33 - Propriedades reais dos alimentadores.

<i>Componente</i>		<i>Volume (mm<sup>3</sup>)</i>	<i>Superfície (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Módulo</i>
<i>Alimentador pequeno</i>	Corpo	545743,41	41705,74	13,09
	Ataque	9621,13	1099,56	8,75
<i>Alimentador central</i>	Corpo	810912,16	60677,55	13,36
	Ataque	80701,23	6207,79	13,00

Na Tabela 34 é apresentada uma síntese do projeto do sistema de alimentação, sendo apresentados os valores de volume e módulo necessários a cada alimentador, segundo os critérios de avaliação do volume e módulos críticos respetivamente.

Tabela 34 - Comparação das propriedades teóricas e reais dos alimentadores.

<i>Componente</i>		<i>Volume real (mm<sup>3</sup>)</i>	<i>Volume teórico (mm<sup>3</sup>)</i>	<i>Módulo real</i>	<i>Módulo teórico</i>
<i>Alimentador pequeno</i>	Corpo	545743,41	281281,93	13,09	12,76
	Ataque	9621,13	-	8,75	10,03
<i>Alimentador central</i>	Corpo	810912,16	728269,07	13,36	13,27
	Ataque	80701,23	-	13,00	10,43

É possível concluir que apenas o ataque do alimentador mais pequeno se encontra abaixo do valor teórico necessário. Contudo, não era possível aumentar o diâmetro do ataque na medida em que este já ocupa grande parte da superfície disponível.

Todos os restantes valores encontram-se dentro dos parâmetros estabelecidos.

### Sistema de gitagem

Como já referido anteriormente o projeto do sistema de gitagem partiu de alguns constrangimentos já previamente enunciados, nomeadamente:

- Gitagem vertical, devido ao constrangimento de ser necessário vaziar na posição vertical;
- Capacidade de acoplamento no forno já existente;
- Incluir componentes de filtragem;
- Incluir sistema de retenção do metal.

Para além destes constrangimentos, com base em toda a revisão bibliográfica efetuada sobre a temática de sistemas de gitagem, procurou-se efetuar um sistema de gitagem com as seguintes características:

- Ataque na superfície de menor cota da peça;
- Ataque divergente em forma de leque;
- Sistema ligeiramente pressurizado.

A escolha do ataque numa superfície de menor cota da peça tem por objetivo evitar o enchimento em queda, que como já referido na secção 2.8.3 promove a inclusão de óxidos e ar colapsado que são nefastos para a qualidade do fundido.

O ataque divergente em forma de leque foi selecionado para esta configuração uma vez que segundo [76] este tipo de geometria possibilita ótimos resultados num disco de travão, que é equivalente à peça em estudo.

Na Figura 91 é apresentada a solução de gitagem projetada.

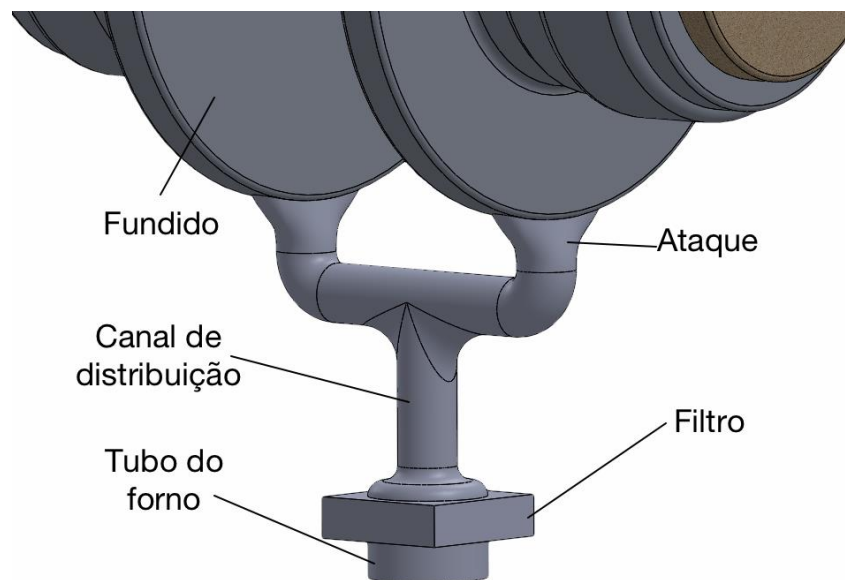


Figura 91 - Principais componentes do sistema de gitagem.

Como já referido na secção 2.8.3, o dimensionamento do sistema de gitagem começa pela determinação do volume total de metal que irá circular no sistema de gitagem,



bem como a massa estimada. Para determinação dessas propriedades recorreu-se novamente à ferramenta “*Evaluate*” do *SolidWorks®*. Os dados obtidos através dessa ferramenta são apresentados na Tabela 35.

Tabela 35 - Propriedades do conjunto.

<i>Propriedade</i>	
<i>Volume total (V)</i>	8263647,89 mm <sup>3</sup>
<i>Superfície total (S)</i>	679119,4 mm <sup>2</sup>
<i>Massa estimada do conjunto (G)</i>	22146,58 g

Através do peso estimado do conjunto ( $G$ ), é possível determinar o tempo máximo de vazamento ( $t_{max}$ ) através da Equação (9) presente na secção 2.8.3, que é novamente apresentada:

$$t_{max} = B \times \sqrt{G} \quad (28)$$

Segundo a Tabela 20 foi selecionado um valor de  $B = 2,5$ , resultando num valor de tempo de enchimento máximo de 11,77 segundos.

Para determinação da velocidade de enchimento máxima recorreu-se à Equação (10) presente na secção 2.8.3, que é novamente apresentada:

$$v = \gamma \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot h} \quad (29)$$

Para o cálculo da velocidade foi considerada uma altura  $h$  de 1147,5 mm e um fator  $\gamma$  de 0,2. A altura de 1147,5 corresponde à cota entre os ataques e a superfície do banho de metal, considerando o cadinho a metade da capacidade.

Foi determinada uma velocidade nos ataques de 948,5 mm/s. Contudo, como se trata de um valor elevado tendo em conta a pesquisa bibliográfica realizada, considerou-se o valor de 500 mm/s para os cálculos que se seguem.

Por fim para se determinar a secção crítica do sistema recorreu-se à Equação (30).

$$St = \frac{V}{t_{max} \cdot v} \quad (30)$$

Considerando o valor de 500 mm/s obteve-se uma secção crítica de 1404,19 mm<sup>2</sup>, ao passo que para o valor de 948,5 mm/s obteve-se uma secção crítica de 740,22 mm<sup>2</sup>.



Após determinação da seção crítica do sistema de gitagem procedeu-se ao cálculo das áreas de secção necessárias aos principais componentes do sistema de gitagem, como sendo o canal de subida, canais de distribuição e ataques.

Nos cálculos efetuados anteriormente determinou-se uma secção crítica com uma área de 1404,19, sendo que esta foi calculada como sendo a área mínima de ataque à peça. Assim, considerando-se que este sistema de gitagem possui dois ataques, um em cada peça, a área mínima de cada ataque é de 702,09 mm.

Como já referido anteriormente, este sistema de gitagem irá ser ligeiramente despressurizado com uma relação de gitagem de 1:1,2:2 segundo a Equação (8) presente na secção 2.8.1, sendo que para esta relação as áreas dos respectivos elementos do sistema de gitagem são apresentados na Tabela 36.

Tabela 36 - Áreas teóricas de cada elemento de gitagem.

<i>Elemento</i>	<i>Velocidade (mm/s)</i>	
	500	948.5
	<i>Área (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Área (mm<sup>2</sup>)</i>
<i>Tubo de subida</i>	702,09	370,11
<i>Canal de distribuição</i>	421,26	222,07
<i>Ataque à peça</i>	702,09	370,11

De acordo com as áreas mínimas obtidas anteriormente foram iteradas as dimensões reais de cada um dos componentes do sistema de gitagem, sendo apresentados na Tabela 37 as dimensões reais dos vários componentes.

Tabela 37 – Áreas teóricas versus reais de cada elemento de gitagem.

<i>Elemento</i>	<i>Área teórica (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Área real (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Área real / Área teórica</i>
<i>Tubo de subida</i>	702.09	2827,43	4,08
<i>Canal de distribuição</i>	421,26	706.86	1,68
<i>Ataque à peça</i>	702,09	1210,93	1,72

É possível verificar pela análise da Tabela 37 que todos os elementos do sistema de gitagem se encontram sobredimensionados. A justificação para o sobredimensionamento será dada de seguida.

O tubo de subida apresenta um valor de área real cerca de 4x superior ao valor teórico, uma vez que o tubo adotado na empresa possui um diâmetro de 60 mm ao qual corresponde a área apresentada na Tabela 37.

Cada canal de distribuição possui uma área de secção mínima 1,7x superior à dimensionada uma vez que face à necessidade de incorporar um sistema de retenção do metal após vazamento, houve a necessidade de que o início do canal de distribuição possui-se um diâmetro de 30 mm, ao qual corresponde a área

supramencionada. A escolha destas dimensões é ainda suportada pela comparação de três sistemas de gitagem específicos para o processo, desenvolvidos por uma empresa creditada no sector e que se encontram no ANEXO D.

Relativamente a área de ataque à peça, como já dito anteriormente, preconizou-se fazer um ataque em forma de divergente, o que obriga as dimensões da área de ataque sejam um pouco superiores as dimensionadas.

### **Sistema de filtragem**

Dada a pesquisa bibliográfica efetuada, e face a uma imposição da empresa, houve a necessidade de incorporação de um sistema de filtragem na gitagem.

Em função daquilo que foi previamente exposto com maior detalhe na secção 2.8.7, o dimensionamento correto do elemento de filtragem passa por uma análise ao nível da capacidade e do caudal máximo permitido pelo filtro, de acordo com as seguintes premissas:

- Capacidade: 1 a 2 kg por  $\text{cm}^2$  de área de filtro;
- Caudal: 0,05 a 0,10  $\text{kg}/\text{cm}^2$  por segundo.

A condição de caudal é para já desprezada, uma vez que ainda não foi definido nesta fase velocidades de enchimento, assim tendo em conta que o conjunto total possui uma massa estimada de 22,40 kg, o elemento de filtragem terá que possuir uma área mínima de 22,40  $\text{cm}^2$ . De acordo com estes valores, e face a oferta disponível nesta gama de filtros, apresentada no ANEXO B, o filtro que reúne as especificações estipuladas é o filtro SIVEX F com as dimensões de 50 × 50 mm. Contudo, face à necessidade de colocação do filtro imediatamente após o tubo de subida do metal, para evitar a contaminação do banho com possíveis partículas de areia, a dimensão mínima do filtro teria que ser a mesma do tubo, ou seja 60mm. Assim para cumprir com este requisito optou-se um filtro do tipo SIVEX F 10 ppi, com as dimensões 75 × 75 × 22 mm. A escolha de um filtro com 10 ppi, muito grosseiro, deveu-se ao facto de atualmente a empresa conseguir bons resultados com um filtro desta porosidade.

### **Arrefecedores**

Face à necessidade de garantir excelentes propriedades mecânicas no interior da peça, junto da zona de maior secção da mesma, o *layout* 1 contempla o mesmo arrefecedor utilizado previamente no processo de fundição por gravidade, sendo que não será realizado o seu dimensionamento. O arrefecedor será portanto em ferro fundido com uma espessura média de 15mm, aplicado no interior da peça, na área de maior espessura da peça, como se pode consultar na Figura 60 presente na página 101.

### 3.3.2.3 *Layout 2*

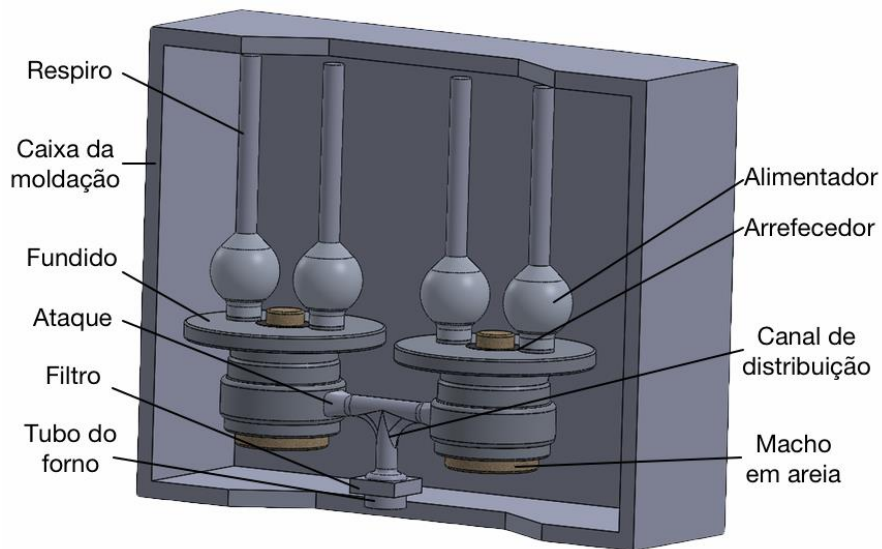


Figura 92 - Imagem virtual do layout 2 com respetivo sistema de alimentação e gitagem.

#### **Sistema de alimentação**

Depois de estabelecidos alguns pressupostos do sistema, apresentados na fase anterior de geração de conceitos, é necessário proceder ao correto dimensionamento do sistema de alimentação.

Como já referido na secção 2.8.5, numa fase preliminar do projeto de alimentação é necessário fazer dois tipos de apreciação diferenciadas, nomeadamente:

- Avaliação do volume da peça a alimentar;
- Avaliação dos módulos críticos da peça;

O critério determinante será aquele que indicar a necessidade de alimentadores de maiores dimensões.

#### **Avaliação do volume da peça a alimentar**

A avaliação do volume da peça a alimentar teve por base os resultados obtidos anteriormente na secção 3.3.2.1, na qual se realizou a determinação dos pontos quentes da peça e consequentemente das áreas da peça que terão que ser alimentadas. Assim, na Figura 93 são indicadas quais as zonas que serão consideradas para a avaliação do volume a alimentar.

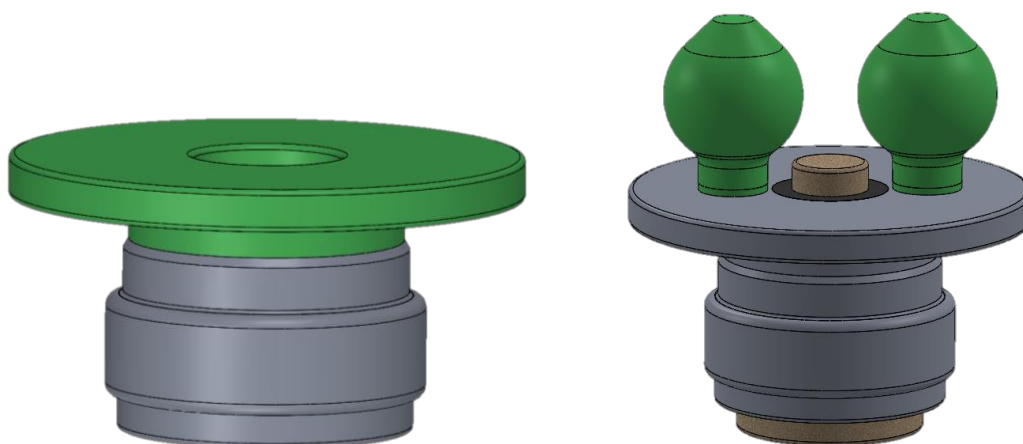


Figura 93 - Indicação dos volumes da peça considerados na alimentação.

Apenas foi considerada a área a cor verde na Figura 93 para o dimensionamento dos alimentadores, que se encontram também a cor verde na Figura.

O volume assinalado na Figura 93 foi determinado recorrendo a ferramenta “Evaluate” do programa *SolidWorks®* sendo que os dados obtidos são apresentados na Tabela 38. Ainda na mesma tabela é apresentado o valor do volume necessário a cada alimentador para a secção correspondente, calculado segundo a Equação (18) apresentada na secção 2.8.5.1. Foi considerado uma contração volumétrica da liga  $\beta$  de 6,5% e um rendimento do alimentador de 20% (Figura 55), valores estes segundo aquilo que foi apurado nas secções 2.6.5 e 2.8.5 respetivamente.

Tabela 38 – Volumes da peça a alimentar.

	<i>Porção a verde</i>
<i>Volume da peça</i>	1754621,55 mm <sup>3</sup>
<i>Volume necessário aos dois alimentadores</i>	844817,78 mm <sup>3</sup>
<i>Volume necessário a um alimentador</i>	422408.89 mm <sup>3</sup>

### Avaliação dos módulos críticos da peça

O projeto da alimentação segundo a avaliação dos módulos críticos da peça seguiu a mesma metodologia explicitada no *layout* 1, sendo que os valores de referência necessários a todos os cálculos mantêm-se inalterados. Assim, na Tabela 39 são apresentados os módulos de alimentadores e ataques dimensionados.

Tabela 39 - Determinação dos módulos referentes aos alimentadores.

<i>Porção da peça</i>	<i>Volume (mm<sup>3</sup>)</i>	<i>Superfície (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Módulo da peça</i>	<i>Módulo do alimentador</i>	<i>Módulo do neck</i>
“Verde”	1754621,55	163090,70	10,76	15,06	11,83

Determinados os valores dos módulos necessários foram iteradas as dimensões principais para os alimentadores. Os alimentadores utilizados apresentam uma forma próxima de uma esfera, sendo que o valor de diâmetro iterado foi de 100 mm.

Apesar da geometrias dos alimentadores serem relativamente simples, para uma melhor avaliação das propriedades de volume e área de superfície de cada alimentador e respetivo ataque recorreu-se à ferramenta “*Evaluate*” do programa *SolidWorks®*, sendo que os dados são apresentados na Tabela 40.

Tabela 40 - Propriedades reais dos alimentadores.

<i>Componente</i>		<i>Volume (mm<sup>3</sup>)</i>	<i>Superfície (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Módulo</i>
<i>Alimentador</i>	Corpo	541863,33	32742,99	16,55
	Ataque	29452,43	2356,19	12.50

Na Tabela 41 é apresentada uma síntese do projeto do sistema de alimentação, sendo apresentados os valores de volume e módulo necessários a cada alimentador, segundo os critérios de avaliação do volume e módulos críticos respetivamente.

Tabela 41 - Comparação das propriedades teóricas e reais dos alimentadores.

<i>Componente</i>		<i>Volume real (mm<sup>3</sup>)</i>	<i>Volume teórico (mm<sup>3</sup>)</i>	<i>Módulo real</i>	<i>Módulo teórico</i>
<i>Alimentador</i>	Corpo	541863,33	422408.89	16.55	15.06
	Ataque	29452,43	-	12.50	11.83

É possível concluir todos os valores encontram-se dentro dos parâmetros estabelecidos.

### Sistema de gitagem

Como já referido anteriormente o projeto do sistema de gitagem baseou-se quer no cumprimento dos constrangimentos já previamente enunciados, bem como em toda a informação recolhida da revisão bibliográfica. Desta forma procurou-se efetuar um sistema de gitagem com as seguintes características:

- Ataque na superfície de menor cota da peça;
- Ataque divergente em forma de leque;
- Sistema ligeiramente pressurizado;

Nesta configuração a colocação do ataque na superfície de menor cota da peça é extremamente difícil, sendo que como observado na secção 3.3.1 a melhor superfície de ataque para esta peça encontra-se assinalada a cor amarela na Figura 80.

Procurou-se ainda efetuar uma ligeira divergência no ataque à peça, no sentido de reduzir a velocidade de queda do metal nos primeiros segundos do enchimento.

Na Figura 91 é apresentada a imagem virtual da solução de gitagem projetada.

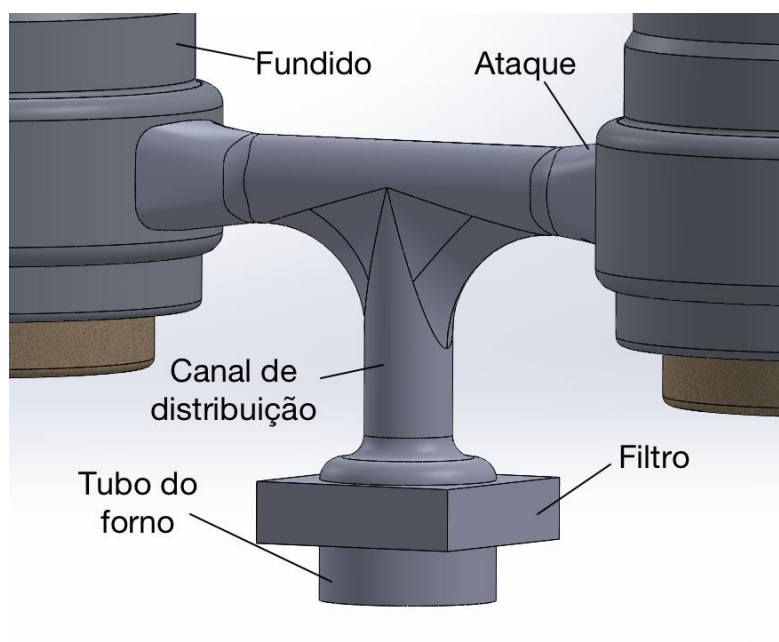


Figura 94 - Principais componentes do sistema de gitagem.

O dimensionamento do sistema de gitagem desta configuração segue a mesma linha de orientação utilizada para o *layout* 1, sendo que apenas serão apresentados os dados mais relevantes para o efeito.

O dimensionamento do sistema de gitagem começa pela determinação do volume total de metal que irá circular no sistema de gitagem, bem como a massa estimada, sendo que os dados obtidos são apresentados na Tabela 42.

Tabela 42 - Propriedades do conjunto.

<i>Propriedade</i>	
<i>Volume total (V)</i>	8619580,26 mm <sup>3</sup>
<i>Superfície total (S)</i>	674006,75 mm <sup>2</sup>
<i>Peso estimado (G)</i>	23100,48 g

Através do peso estimado do conjunto ( $G$ ), é possível determinar o tempo máximo de vazamento ( $t_{max}$ ) através da Equação (9) presente na secção 2.8.3.

Segundo a Tabela 20 foi selecionado um valor de  $B = 2,5$ , resultando num valor de tempo de enchimento máximo de 12,02 segundos.

Para determinação da velocidade de enchimento máxima recorreu-se à Equação (10) presente na secção 2.8.3, sendo considerada uma altura  $h$  de 1086.5 mm e um fator  $\gamma$  de 0,2. A altura de 1086.5 corresponde à cota entre os ataques e a superfície do banho de metal, considerando o cadinho a metade da capacidade.

Foi determinada uma velocidade nos ataques de 922,94 mm/s. Contudo, como se trata de um valor elevado tendo em conta a pesquisa bibliográfica realizada, considerou-se o valor de 500 mm/s para os cálculos que se seguem.

Por fim para se determinar a secção crítica do sistema recorreu-se à Equação (14) presente na secção 2.8.3.

Considerando o valor de 500 mm/s obteve-se uma secção crítica de 1434,72 mm<sup>2</sup>, ao passo que para o valor de 948,5 mm/s obteve-se uma secção crítica de 777,25 mm<sup>2</sup>.

Após determinação da seção crítica do sistema de gitagem procedeu-se ao cálculo das áreas de secção necessárias aos principais componentes do sistema de gitagem, como sendo o canal de subida, canais de distribuição e ataques.

Nos cálculos efetuados anteriormente determinou-se uma secção crítica com uma área de 1434,72, sendo que esta foi calculada como sendo a área mínima de ataque à peça. Assim, considerando-se que este sistema de gitagem possui dois ataques, um em cada peça, a área mínima de cada ataque é de 717,36 mm.

Como já referido anteriormente, este sistema de gitagem irá ser ligeiramente despressurizado com uma relação de gitagem de 1:1,2:2 segundo a Equação (8) presente na secção 2.8.1, sendo que para esta relação as áreas dos respectivos elementos do sistema de gitagem são apresentados na Tabela 43.

Tabela 43 - Áreas teóricas de cada elemento de gitagem.

<i>Elemento</i>	<i>Velocidade (mm/s)</i>	
	500	948.5
	<i>Área (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Área (mm<sup>2</sup>)</i>
<i>Tubo de subida</i>	717,36	388,63
<i>Canal de distribuição</i>	430,41	233,18
<i>Ataque à peça</i>	717,36	388,63

De acordo com as áreas mínimas obtidas anteriormente foram iteradas as dimensões reais de cada um dos componentes do sistema de gitagem, sendo apresentados na Tabela 44 as dimensões reais dos vários componentes.

Tabela 44 – Áreas teóricas versus reais de cada elemento de gitagem.

<i>Elemento</i>	<i>Área teórica (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Área real (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Área real / Área teórica</i>
<i>Tubo de subida</i>	717,36	2827,43	4,08
<i>Canal de distribuição</i>	430,41	706,86	1,68
<i>Ataque à peça</i>	717,36	1902,00	2,65

É possível verificar pela análise da Tabela 44 que todos os elementos do sistema de gitagem se encontram sobredimensionados. A justificação para o sobredimensionamento é em tudo equivalente à anteriormente exposta aquando do projeto do *layout* 1, sendo que para mais detalhes é necessária a consulta da secção 3.3.2.2.

### Sistema de filtragem

Dada a pesquisa bibliográfica efetuada, e face a uma imposição da empresa, houve a necessidade de incorporação de um sistema de filtragem na gitagem.

Em função daquilo que foi previamente exposto com maior detalhe na secção 2.8.7, o dimensionamento correto do elemento de filtragem passa por uma análise ao nível da capacidade e do caudal máximo permitido pelo filtro, de acordo com as seguintes premissas:

- Capacidade: 1 a 2 kg por  $\text{cm}^2$  de área de filtro;
- Caudal: 0,05 a 0,10  $\text{kg}/\text{cm}^2$  por segundo.

A condição de caudal é para já desprezada, uma vez que ainda não foi definido nesta fase velocidades de enchimento, assim tendo em conta que o conjunto total possui uma massa estimada de 22,40 kg, o elemento de filtragem terá que possuir uma área mínima de 22,40  $\text{cm}^2$ . Contudo, como já exposto anteriormente na análise do primeiro *layout* será adotado um filtro do tipo SIVEX F 10 ppi, com as dimensões 75 × 75 × 22 mm.

### Arrefecedores

Face à necessidade de garantir excelentes propriedades mecânicas no interior da peça, junto da zona de maior secção da mesma, o *layout* 2 contempla o mesmo arrefecedor já previamente analisado.

De salientar que neste *layout* o arrefecedor utilizado e recomendado pela empresa, situa-se muito próximo do ataque à peça, o que pode conduzir a problemas de arrefecimento prematuro do ataque do alimentador, neutralizando a eficácia do mesmo.

### Parâmetros de enchimento

Antes de se realizar a simulação de enchimento é necessário definir os parâmetros de enchimento, o que passar por determinar a curva de pressão versus tempo relativa a esta configuração.

Numa primeira fase é necessário definir os diversos patamares de pressão da curva, aos quais correspondem diversas cotas na moldação. Definidos os valores de pressão, e tendo em conta os tempos máximos de enchimento admissíveis para a peça em questão, é necessário definir os tempos de enchimento de cada patamar de pressão.

Assim, primeiramente definiram-se dois estágios, com valores de pressão distintos:

- 1º Estágio - Subida do metal até a peça;
- 2º Estágio - Enchimento total da peça.

Para a determinação do valor de pressão correspondente a cada estágio, foi necessário medir o valor de cota correspondente a cada um dos patamares definidos, que se encontram ilustrados na Figura 95. Os valores de pressão foram determinados recorrendo à Equação (31), considerando um valor de massa específica de 2600  $\text{Kg}/\text{m}^3$ .



$$p = \rho \cdot H \quad (31)$$

Por forma a compensar eventuais perdas de carga registadas durante o ciclo de enchimento, como por exemplo aquando da passagem do filtro, foi definido um valor de pressão de compensação de 150 mbar, valor este que irá ser somado ao valor de pressão correspondente a cada patamar. Este valor terá que ser depois validado na prática, sob pena de o metal atingir uma cota superior à esperada. Contudo, face a presença de respiros nesta moldação de dimensão elevada, este problema não assume especial relevo, na medida em que é muito difícil o metal transbordar a moldação, e ainda pela facilidade de controlo da cota limite de enchimento por parte do sistema de baixa pressão.

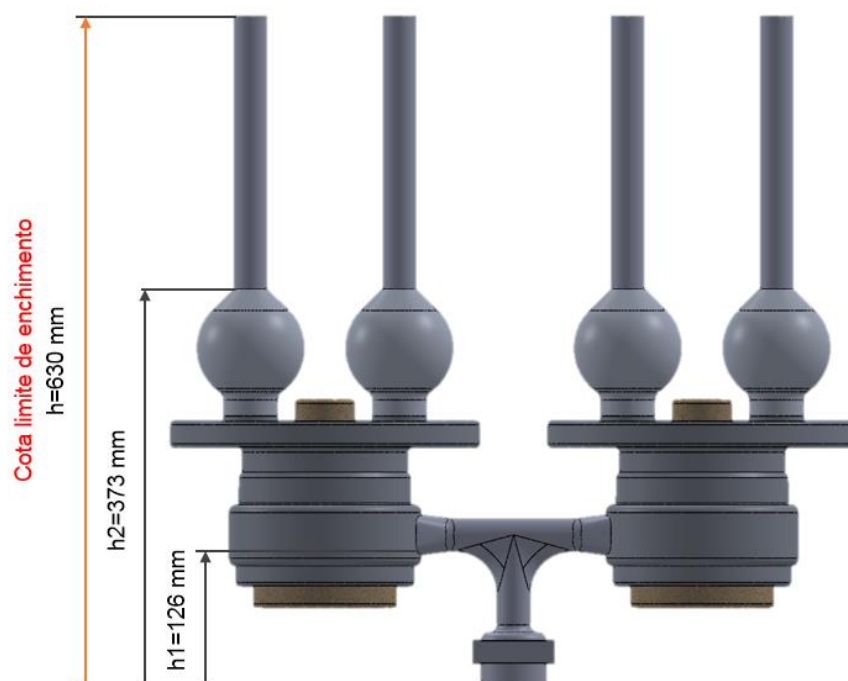


Figura 95 - Representação dos patamares e cotas de enchimento.

Na Tabela 45 são apresentados os valores de pressão teóricos e majorados obtidos para os diferentes patamares de enchimento.

Tabela 45 - Pressão para cada patamar de enchimento.

Patamar	Cota (mm)	Pressão (Pa)	Pressão (Bar)	Pressão real (Pa)	Pressão real (Bar)
0	h0=0	0	0	0	0
1	h1=126	3309,64	0,0330	4809,26	0,0481
2	h2=373	9796,47	0,0979	11296,47	0,1130

Definidos os valores de pressão de cada patamar determinaram-se as velocidades de enchimento correspondentes, através de duas vias distintas.

Numa primeira análise recorreu-se a Equação de Reynolds, que é apresentada na Equação (32), para determinação da velocidade do escoamento.

$$Re = \frac{\rho \cdot v \cdot D}{\mu} \quad (32)$$

Para o efeito foi considerado um número de Reynolds máximo admissível de 11550 que corresponde a média aritmética entre o valor de 2100 e 21000 que são os valores considerados limite para um escoamento sem inclusões de óxidos, de acordo com a informação bibliográfica recolhida. Os valores de viscosidade dinâmica e massa específica foram retirados da base de dados do *ProCast*, sendo 0,00117 Pa/s e 2680 kg/m<sup>3</sup> respetivamente. Os diâmetros considerados encontram-se expostos na Tabela 46 e correspondem a diâmetro da secção média de cada um dos dois estágios considerados.

Tabela 46 - Velocidade e tempo de enchimento para cada patamar segundo a equação de Reynolds.

<i>Patamar</i>	<i>Diâmetro (mm)</i>	<i>Velocidade (mm/s)</i>	<i>Tempo enchimento (s)</i>	<i>Tempo total (s)</i>
1	70	64,54	1,95	1,95
2	125	38,94	6,34	8,29

Obtidas as velocidades de avanço da frente de enchimento em cada estágio, foi possível prever o tempo de enchimento de cada um dos patamares, e o tempo total do vazamento. Ambos os tempos são também apresentados na Tabela 46.

Numa segunda análise, foi possível determinar as velocidades e respetivos tempos de enchimento recorrendo à Equação (15) presente na secção 2.8.3, segundo a qual é possível calcular a variação de pressão em função dos diâmetros do cadinho, tubo de enchimento e cavidade. Para o efeito, foram considerados os seguintes diâmetros e respetivas áreas de secção apresentados na Tabela 47, e ainda uma velocidade crítica no tubo de subida de 0,5 m/s.

Tabela 47 - Diâmetros e áreas utilizados no cálculo da variação de pressão em função do tempo.

<i>Componente</i>	<i>Diâmetro (mm)</i>	<i>Área (mm<sup>2</sup>)</i>
<i>Cadinho</i>	780	477836,24
<i>Tubo de enchimento</i>	30	706,85
<i>Cavidade no patamar 1</i>	70	3804,00
<i>Cavidade no patamar 2</i>	125	12118,32

Tabela 48 - Velocidade e tempo de enchimento para cada patamar segundo a variação de pressão.

<i>Patamar</i>	<i>Área da cavidade (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Variação de pressão (Pa/s)</i>	<i>Tempo enchimento (s)</i>	<i>Tempo total (s)</i>
1	3804,00	2459,58	1,95	1,95
2	12118,32	785,40	8,26	10,21

Como se pode verificar pela análise comparativa entre as Tabela 47 e Tabela 48, o valor do tempo de enchimento determinado para o primeiro patamar é igual por ambas as vias e o tempo de enchimento do segundo patamar varia apenas ligeiramente.

Como a análise do tempo de enchimento foi feito por duas vias distintas, a curva de pressão final será construída com os valores médios dos tempos de enchimento obtidos pelas duas vias. Desta forma, os parâmetros finais obtidos encontram-se expostos na Tabela 49.

Tabela 49 - Parâmetros da curva de enchimento

<i>Patamar</i>	<i>Pressão (bar)</i>	<i>Tempo total (s)</i>
1	0,0481	1,95
2	0,1130	9,25

A partir dos valores da Tabela 49 foi possível traçar a curva de enchimento (Pressão vs Tempo) para este *layout*, que se encontra ilustrada na Figura 96.

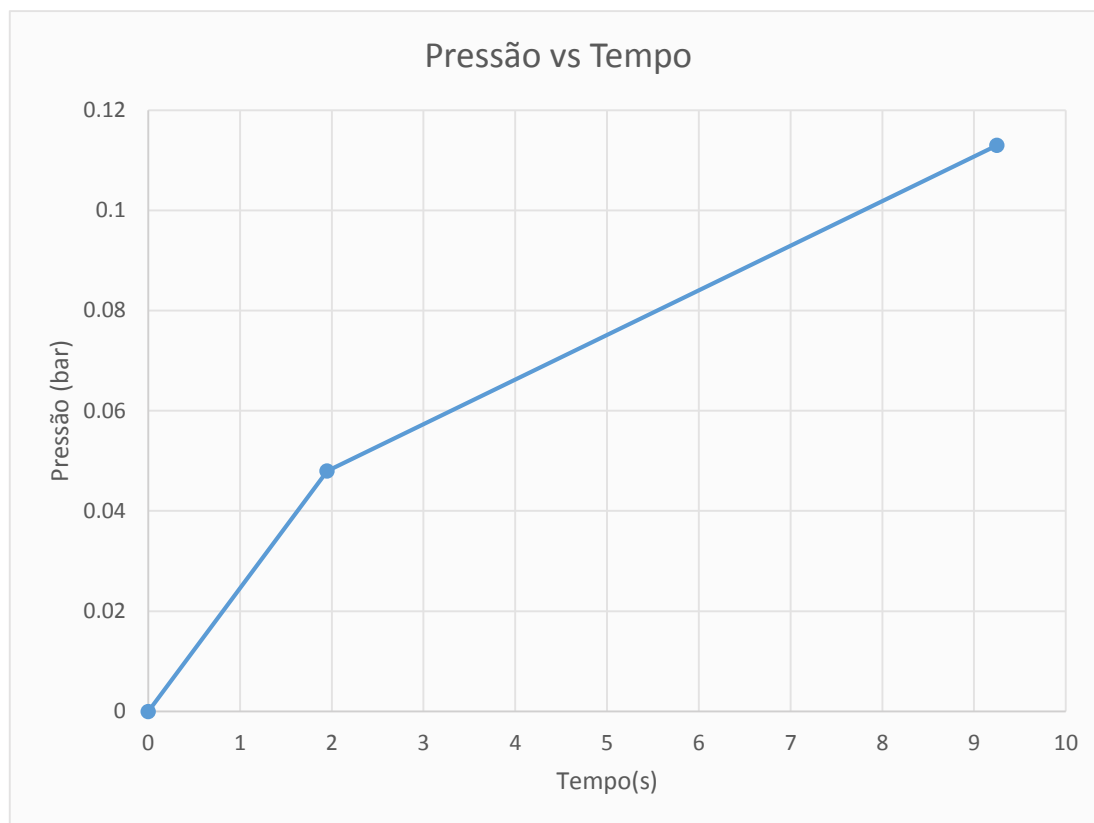


Figura 96 - Ilustração do gráfico de pressão versus tempo do processo de baixa pressão.

Esta mesma curva de enchimento irá ser introduzida no programa de simulação, por forma a poder se realizar a simulação de enchimento.

### 3.3.2.4 *Layout 3*

O *layout 3* surgiu de uma adaptação ao *layout 1* face aos resultados obtidos na simulação de solidificação. Desta forma, aconselha-se a leitura da secção 3.3.3.1, relativa a análise dos resultados de solidificação referentes ao *layout 1*, antes da leitura da seguinte secção.

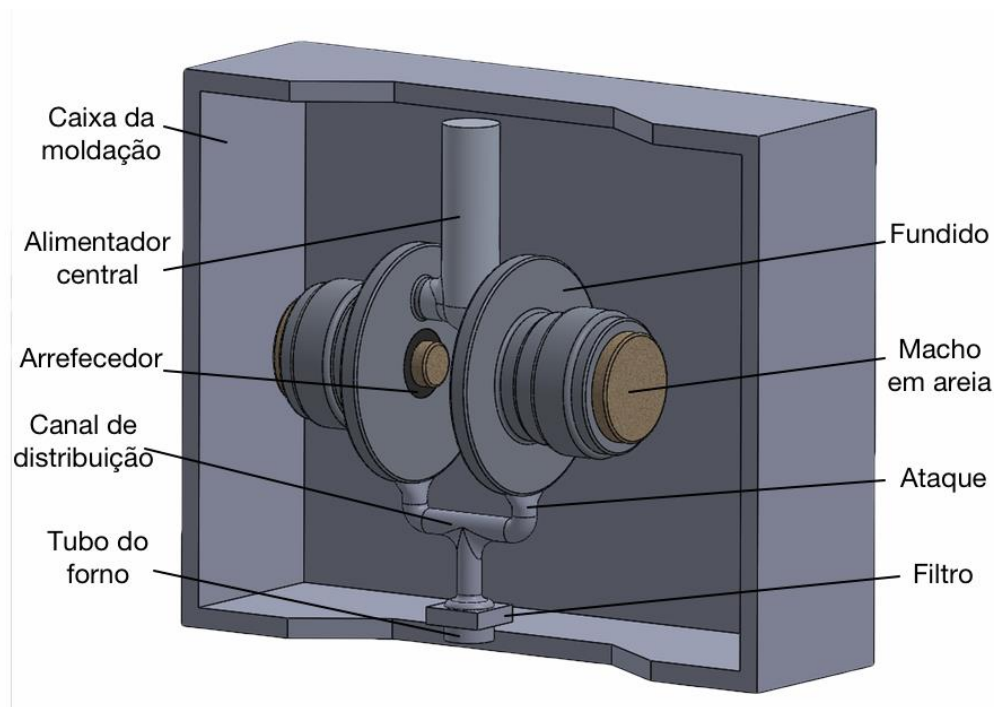


Figura 97 - Imagem virtual do layout 3 com respetivo sistema de alimentação e gitagem.

#### Sistema de alimentação

O sistema de alimentação utilizado nesta configuração é em tudo semelhante ao usado anteriormente no layout1, sendo apenas retirados os dois alimentadores colocados sobre cada uma das peças. O sistema de alimentação reúne as seguintes características:

- Alimentador central atmosférico de forma cilíndrica;
- Alimentado será partilhado por ambas as peças;
- O ataque à peça por parte do alimentador será feito sobre a superfície circular da peça assinalada a cor vermelha na Figura 80.

#### Avaliação do volume da peça a alimentar

A avaliação do volume da peça a alimentar teve por base os resultados obtidos anteriormente na secção 3.3.2.1, na qual se realizou a determinação dos pontos quentes da peça e consequentemente das áreas da peça que terão que ser alimentadas. Neste caso como apenas existe um alimentador, este terá que alimentar toda a área da peça que necessita de alimentação. Assim, na Figura 98 é indicada a zona considerada para a avaliação do volume a alimentar.

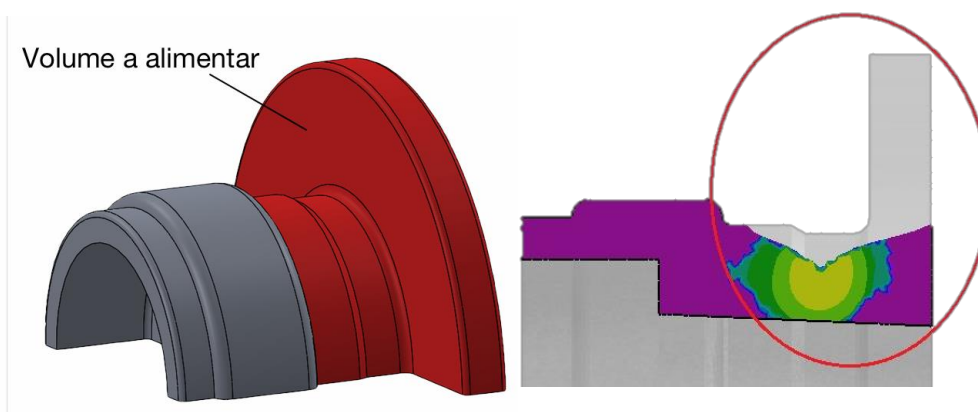


Figura 98 - Indicação dos volumes da peça considerados na alimentação.

A cor vermelha na Figura 98 é indicada a área que foi considerada para o dimensionamento do alimentador central assinalado a vermelho na Figura 99.

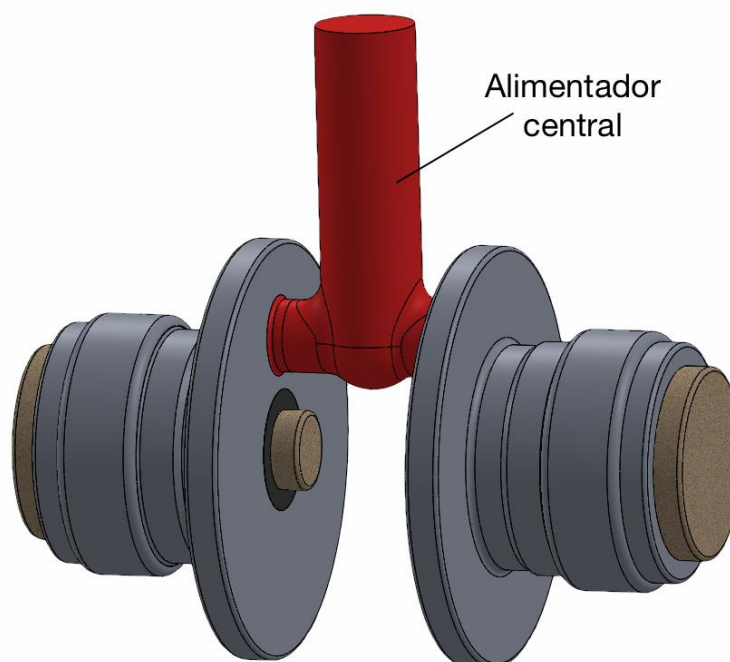


Figura 99 - Indicação da posição dos alimentadores.

O volume assinalado na Figura 98 foi determinado recorrendo a ferramenta “*Evaluate*” do programa *SolidWorks®* sendo que os dados obtidos são apresentados na Tabela 50. Ainda na mesma tabela é apresentado o valor do volume necessário de alimentador para as secções correspondentes, calculado segundo Equação (18) apresentada na secção 2.8.5.1. Foi considerado uma contração volumétrica da liga  $\beta$  de 6,5% e um rendimento do alimentador de 20% (Figura 55), valores estes segundo aquilo que foi apurado nas secções 2.6.5 e 2.8.5 respetivamente.

Tabela 50 – Volumes da peça a alimentar.

	Porção a vermelho
Volume da peça	1080834,74 mm <sup>3</sup>
Volume necessário do alimentador	520401,91 mm <sup>3</sup>

### Avaliação dos módulos críticos da peça

O projeto da alimentação segundo a avaliação dos módulos críticos da peça tem início na determinação do módulo de cada volume da peça a alimentar. Determinado o valor do módulo da peça é possível determinar o módulo necessário ao alimentador e respetivo ataque (*neck*), segundo as equações explicitadas na secção 2.8.5.1. Os dados supracitados são apresentados na Tabela 51.

Tabela 51 - Determinação dos módulos referentes aos alimentadores.

<i>Porção da peça</i>	<i>Volume (mm<sup>3</sup>)</i>	<i>Superfície (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Módulo da peça</i>	<i>Módulo do alimentador</i>	<i>Módulo do neck</i>
“Vermelha”	1080834,74	102383,45	10,56	14,78	11,61

Determinados os valores dos módulos necessários foram iteradas as dimensões principais para o alimentador central, sendo que os dados correspondentes são apresentados na Tabela 52. É ainda de salientar que a altura estabelecida para o alimentador teve por base a necessidade de o alimentador ser atmosférico.

Tabela 52 - Dimensões principais dos alimentadores.

<i>Componente</i>	<i>Diâmetro (mm)</i>	<i>Altura (mm)</i>	<i>Volume (mm<sup>3</sup>)</i>	<i>Superfície (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Módulo</i>
Alimentador central	70	250	62672,93	962084,38	15,35

Apesar da geometrias dos alimentadores serem relativamente simples, para uma melhor avaliação das propriedades de volume e área de superfície do alimentador e respetivo ataque recorreu-se à ferramenta “*Evaluate*” do programa *SolidWorks®*, sendo que os dados são apresentados na Tabela 53.

Tabela 53 - Propriedades reais dos alimentadores.

Componente		Volume (mm <sup>3</sup> )	Superfície (mm <sup>2</sup> )	Módulo
Alimentador central	Corpo	936456,41	59925,88	15,63
	Ataque	83289,61	7240,74	11,50

Na Tabela 54 é apresentada uma síntese do projeto do sistema de alimentação, sendo apresentado o valor de volume e módulo necessários ao alimentador, segundo os critérios de avaliação do volume e módulos críticos respectivamente.

Tabela 54 - Comparação das propriedades teóricas e reais dos alimentadores.

Componente		Volume real (mm <sup>3</sup> )	Volume teórico (mm <sup>3</sup> )	Módulo real	Módulo teórico
Alimentador central	Corpo	936456,41	520401,91	15,63	14,78
	Ataque	83289,61	-	11,50	11,71

É possível concluir que apenas o ataque do alimentador central se encontra abaixo do valor teórico necessário. Contudo, o valor de diâmetro encontrado para o ataque do alimentador encontra-se de acordo com aquilo que é apresentado no ANEXO A.

Todos os restantes valores encontram-se dentro dos parâmetros estabelecidos.

### Sistema de gitagem

O sistema de gitagem utilizado no *layout* 3 é em tudo semelhante ao utilizado no *layout* 1. Foi apenas revisto no sentido de verificar se o dimensionamento efetuado anteriormente ainda cumpre os requisitos impostos por esta nova configuração.

Assim, como já referido anteriormente, o dimensionamento do sistema de gitagem começa pela determinação do volume total de metal que irá circular no sistema de gitagem, bem como o peso estimado. Para determinação dessas propriedades recorreu-se novamente à ferramenta “*Evaluate*” do *SolidWorks*®. Os dados obtidos através dessa ferramenta são apresentados na Tabela 55.

Tabela 55 - Propriedades do conjunto.

Propriedade	
Volume total (V)	7381775,38 mm <sup>3</sup>
Superfície total (S)	601871,54 mm <sup>2</sup>
Peso estimado (G)	19783,16 g

Através do peso estimado do conjunto ( $G$ ), é possível determinar o tempo máximo de vazamento ( $t_{max}$ ) através da Equação (9) presente na secção 2.8.3. Segundo a Tabela 20 foi selecionado um valor de  $B = 2,5$ , resultando num valor de tempo de enchimento máximo de 11,12 segundos.

Para determinação da velocidade de enchimento máxima recorreu-se à Equação (10) presente na secção 2.8.3. Para o cálculo da velocidade foi considerada uma altura  $h$  de 1147,5 mm e um fator  $\gamma$  de 0,2. A altura de 1147,5 corresponde à cota entre os ataques e a superfície do banho de metal, considerando o cadinho a metade da capacidade.

Foi determinada uma velocidade nos ataques de 948,5 mm/s. Contudo, como se trata de um valor elevado tendo em conta a pesquisa bibliográfica realizada, considerou-se o valor de 500 mm/s para os cálculos que se seguem.

Por fim para se determinar a secção crítica do sistema recorreu-se à Equação (14) presente na secção 2.8.3.

Considerando o valor de 500 mm/s obteve-se uma secção crítica de 1327,71 mm<sup>2</sup>, ao passo que para o valor de 948,5 mm/s obteve-se uma secção crítica de 699,90 mm<sup>2</sup>.

Após determinação da seção crítica do sistema de gitagem procedeu-se ao cálculo das áreas de secção necessárias aos principais componentes do sistema de gitagem, como sendo o canal de subida, canais de distribuição e ataques.

Nos cálculos efetuados anteriormente determinou-se uma secção crítica com uma área de 1327,71 mm<sup>2</sup>, sendo que esta foi calculada como sendo a área mínima de ataque à peça. Assim, considerando-se que este sistema de gitagem possui dois ataques, um em cada peça, a área mínima de cada ataque é de 663,85 mm.

Como já referido anteriormente, este sistema de gitagem irá ser ligeiramente despressurizado com uma relação de gitagem de 1:1,2:2 segundo a Equação (8) presente na secção 2.8.1, sendo que para esta relação as áreas dos respetivos elementos do sistema de gitagem são apresentados na Tabela 56.

Tabela 56 - Áreas teóricas de cada elemento de gitagem.

Elemento	Velocidade (mm/s)	
	500	948.5
	Área (mm <sup>2</sup> )	Área (mm <sup>2</sup> )
Tubo de subida	663,85	349,95
Canal de distribuição	398,31	209,97
Ataque à peça	663,85	349,95

De acordo com as áreas mínimas obtidas anteriormente foram iteradas as dimensões reais de cada um dos componentes do sistema de gitagem, sendo apresentados na Tabela 57 as dimensões reais dos vários componentes.

Tabela 57 – Áreas teóricas versus reais de cada elemento de gitagem.

Elemento	Área teórica (mm <sup>2</sup> )	Área real (mm <sup>2</sup> )	Área real / Área teórica
Tubo de subida	663.85	2827,43	4,26
Canal de distribuição	398.31	706.86	1,77
Ataque à peça	663,85	1210,93	1,82

É possível verificar pela análise da Tabela 57 que todos os elementos do sistema de gitagem se encontram sobredimensionados. A justificação para o sobredimensionamento é em tudo equivalente à anteriormente exposta aquando do projeto do *layout* 1, sendo que para mais detalhes é necessária a consulta da secção 3.3.2.2.



### Sistema de filtragem

Dada a pesquisa bibliográfica efetuada, e face a uma imposição da empresa, houve a necessidade de incorporação de um sistema de filtragem na gitagem.

Em função daquilo que foi previamente exposto com maior detalhe na secção 2.8.7, o dimensionamento correto do elemento de filtragem passa por uma análise ao nível da capacidade e do caudal máximo permitido pelo filtro, de acordo com as seguintes premissas:

- Capacidade: 1 a 2 kg por  $\text{cm}^2$  de área de filtro;
- Caudal: 0,05 a 0,10  $\text{kg}/\text{cm}^2$  por segundo.

A condição de caudal é para já desprezada, uma vez que ainda não foi definido nesta fase velocidades de enchimento, assim tendo em conta que o conjunto total possui uma massa estimada de 19.78 kg, o elemento de filtragem terá que possuir uma área mínima de 19,78  $\text{cm}^2$ . Contudo, como já exposto anteriormente na análise do primeiro *layout* será adotado um filtro do tipo SIVEX F 10 ppi, com as dimensões 75 × 75 × 22 mm.

### Arrefecedores

Face à necessidade de garantir excelentes propriedades mecânicas no interior da peça, junto da zona de maior secção da mesma, o *layout* 3 contempla o mesmo arrefecedor já previamente analisado.

De salientar que o arrefecedor utilizado e recomendado pela empresa, situa-se muito próximo do ataque à peça, o que pode conduzir aos problemas já referidos anteriormente de solidificação prematura dos ataques do alimentador.

### Parâmetros de enchimento

À semelhança do que exposto no *layout* 2 foi necessário definir a curva de pressão versus tempo relativa a esta configuração.

Para esta configuração foram considerados dois estágios de enchimento distintos:

- 1º Estágio - Subida do metal até a peça;
- 2º Estágio - Enchimento total da peça.

Para a determinação do valor de pressão correspondente a cada estágio, foi necessário medir o valor de cota correspondente a cada um dos patamares definidos, que se encontram ilustrados na Figura 100. Os valores de pressão foram determinados recorrendo à Equação (31), considerando um valor de massa específica de 2600  $\text{Kg}/\text{m}^3$ .

Por forma a compensar eventuais perdas de carga registadas durante o ciclo de enchimento, como por exemplo aquando da passagem do filtro, foi definido um valor de pressão de compensação de 100 mbar, valor este que irá ser somado ao valor de pressão correspondente a cada patamar. Este valor terá que ser depois validado na prática, sob pena de o metal atingir uma cota superior à esperada.

Na Tabela 58 são apresentados os valores de pressão teóricos e majorados obtidos para os diferentes patamares de enchimento.

Tabela 58 - Pressão para cada patamar de enchimento.

<i>Patamar</i>	<i>Cota (mm)</i>	<i>Pressão (Pa)</i>	<i>Pressão (Bar)</i>	<i>Pressão real (Pa)</i>	<i>Pressão real (Bar)</i>
0	h0=0	0	0	0	0
1	h1=185	4858,84	0,0486	5858,84	0,0586
2	h2=630	16546,32	0,1655	17546,32	0,1755

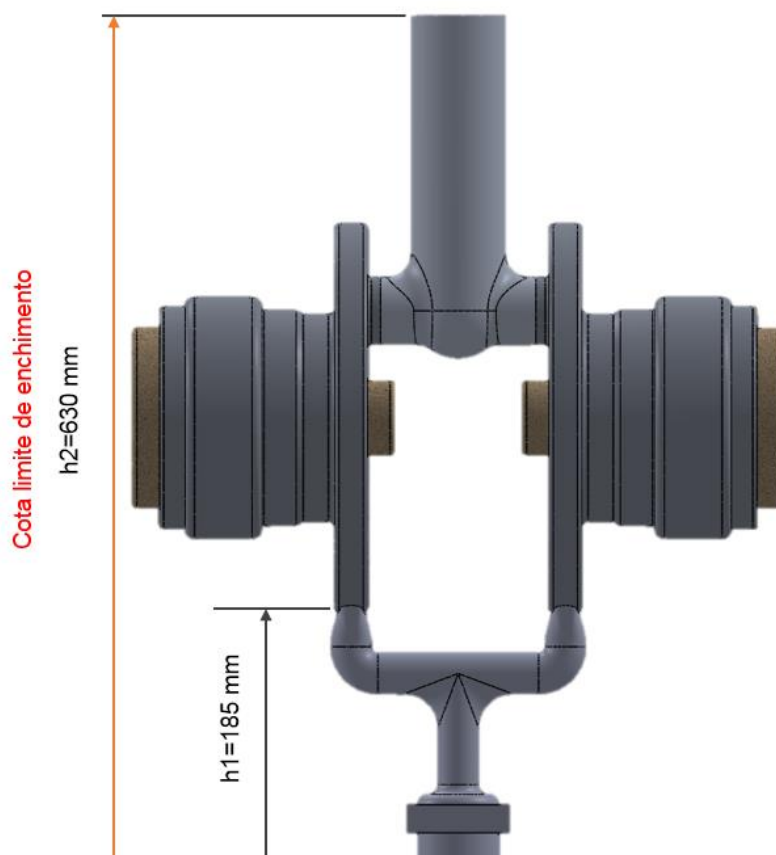


Figura 100 - Representação dos patamares e cotas de enchimento.

Definidos os valores de pressão de cada patamar determinaram-se as velocidades de enchimento correspondentes, através de duas vias distintas.

Numa primeira análise recorreu-se a Equação de Reynolds (Equação (31)), para determinação da velocidade do escoamento. O valor máximo admissível de Reynolds, a viscosidade dinâmica e a massa específica, mantêm inalterados face ao *layout* 2. Os diâmetros considerados encontram-se expostos na Tabela 59 e correspondem a diâmetro da secção média de cada um dos dois estágios considerados.

Tabela 59 - Velocidade e tempo de enchimento para cada patamar.

<i>Patamar</i>	<i>Diâmetro (mm)</i>	<i>Velocidade (mm/s)</i>	<i>Tempo enchimento (s)</i>	<i>Tempo total (s)</i>
1	60	81,13	2,28	2,28
2	182	26,75	16,63	18,91

Obtidas as velocidades de avanço da frente de enchimento, foi possível prever o tempo de enchimento de cada um dos patamares, e o tempo total do vazamento. Ambos os tempos são também apresentados na Tabela 59.

Para além deste cálculo é possível determinar as velocidades e respetivos tempos de enchimento recorrendo à Equação (15) presente na secção 2.8.3, segundo a qual é possível calcular a velocidade de variação de pressão em função dos diâmetros do cadinho, tubo de enchimento e cavidade e velocidade no tubo de enchimento. Para o efeito, foram considerados os seguintes diâmetros e respetivas áreas de secção apresentados na Tabela 60, e uma velocidade no tubo de enchimento de 0,5 m/s para o patamar 1 e 1 m/s para o patamar 2.

Tabela 60 - Diâmetros e áreas utilizados no cálculo da variação de pressão em função do tempo.

<i>Componente</i>	<i>Diâmetro (mm)</i>	<i>Área (mm<sup>2</sup>)</i>
<i>Cadinho</i>	780	477836,24
<i>Tubo de enchimento</i>	30	706,85
<i>Cavidade no patamar 1</i>	60	2421,86
<i>Cavidade no patamar 2</i>	182	25899,56

Tabela 61 - Velocidade e tempo de enchimento para cada patamar segundo a variação de pressão.

<i>Patamar</i>	<i>Área da cavidade (mm<sup>2</sup>)</i>	<i>Variação de pressão (Pa/s)</i>	<i>Tempo enchimento (s)</i>	<i>Tempo total (s)</i>
1	2421,86	3852,16	1,52	1,52
2	25899,56	377,82	15,47	16,99

Como se pode verificar pela análise comparativa entre as Tabela 59 e Tabela 61, os valores dos tempos de enchimento determinados pelas duas vias são idênticos.

Como a análise do tempo de enchimento foi feito por duas vias distintas, a curva de pressão final será construída com os valores médios dos tempos de enchimento obtidos pelas duas vias. Desta forma, os parâmetros finais obtidos encontram-se expostos na Tabela 62.

Tabela 62 - Parâmetros da curva de enchimento

<i>Patamar</i>	<i>Pressão (bar)</i>	<i>Tempo total (s)</i>
1	0,0586	1,90
2	0,1755	17,95

A partir dos valores da Tabela 62 foi possível traçar a curva de enchimento (Pressão vs Tempo) para este *layout*, que se encontra ilustrada na Figura 101.

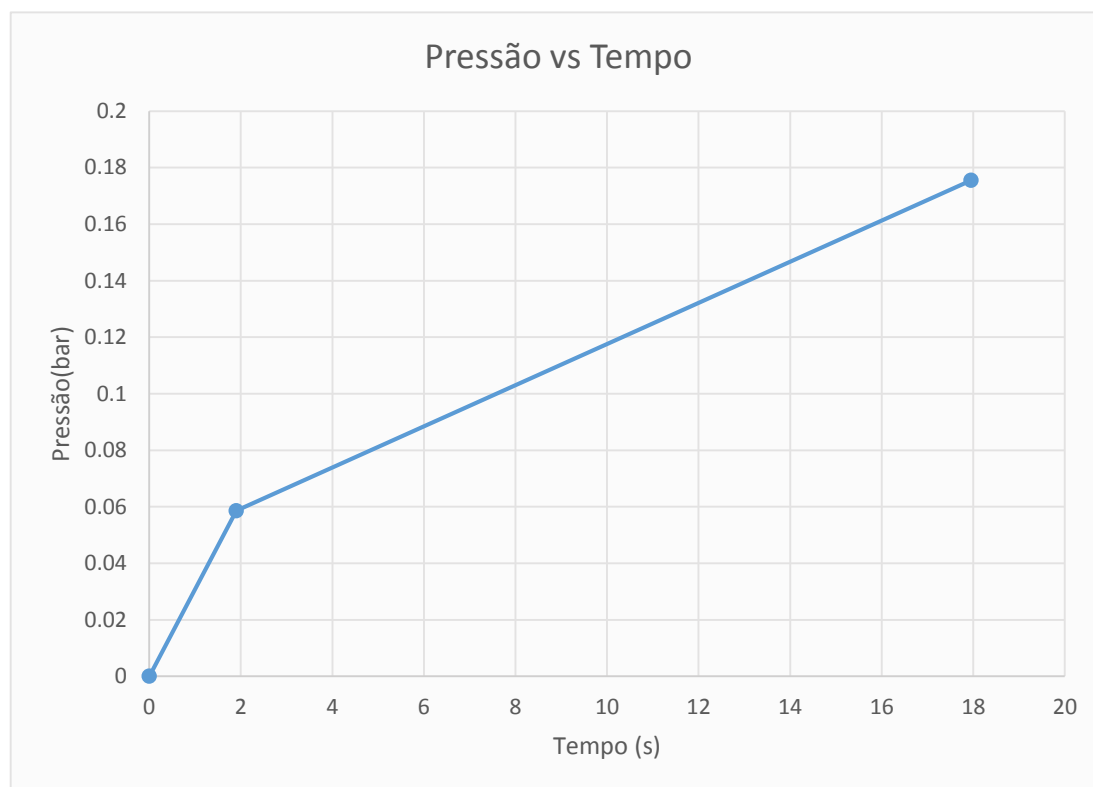


Figura 101 - Ilustração do gráfico de pressão versus tempo do processo de baixa pressão.

Esta mesma curva de pressão irá ser introduzida no programa de simulação, por forma a poder se realizar a simulação de enchimento.

### 3.3.2.5 Parâmetros de enchimento real

No processo real, para que o metal suba do cadinho até a entrada da cavidade moldante é necessário que vença uma determinada cota que varia mediante a quantidade de metal presente no forno. Apesar do equipamento compensar automaticamente a diferença de cotas que se verificam durante os sucessivos vazamentos, é necessário calcular quais os valores de pressão necessários para que essa subida ocorra. Para esse cálculo recorreu-se a Equação (31), considerando um valor de densidade do metal líquido de 2680 Kg/m<sup>3</sup>. Na Tabela 63 são apresentadas as pressões calculadas para três condições de enchimento do cadinho.

Tabela 63 - Pressões necessárias para a subida do metal à moldação

<i>Estado inicial</i>	<i>Cota (mm)</i>	<i>Pressão (Pa)</i>	<i>Pressão (Bar)</i>
<i>Forno vazio</i>	1220	32042,08	0,3204
<i>Forno a 50%</i>	962	25265,97	0,2527
<i>Forno cheio</i>	705	18516,12	0,1852

### 3.3.3 Simulação de solidificação

As simulações de solidificação realizadas têm como principal objetivo validar o sistema de alimentação projetado. Nas simulações de solidificação serão essencialmente analisados dados relativos a:

- Rechupes de solidificação (Shrinkage porosity);
- Tempo de solidificação (Solidification time);
- Fração sólida (Fraction Solid).

Com estes dados será possível identificar quais as zonas cuja alimentação é insuficiente e de que forma a alimentação projetada cumpre a sua função.

Os parâmetros utilizados nas simulações subsequentes são os mesmos anteriormente utilizados para a avaliação do processo de gravidade e encontram-se ilustradas na secção 3.2.4.

#### 3.3.3.1 Layout 1

Nas Figura 102 Figura 103 são apresentados os resultados relativos à possível localização dos defeitos associados ao processo de solidificação.

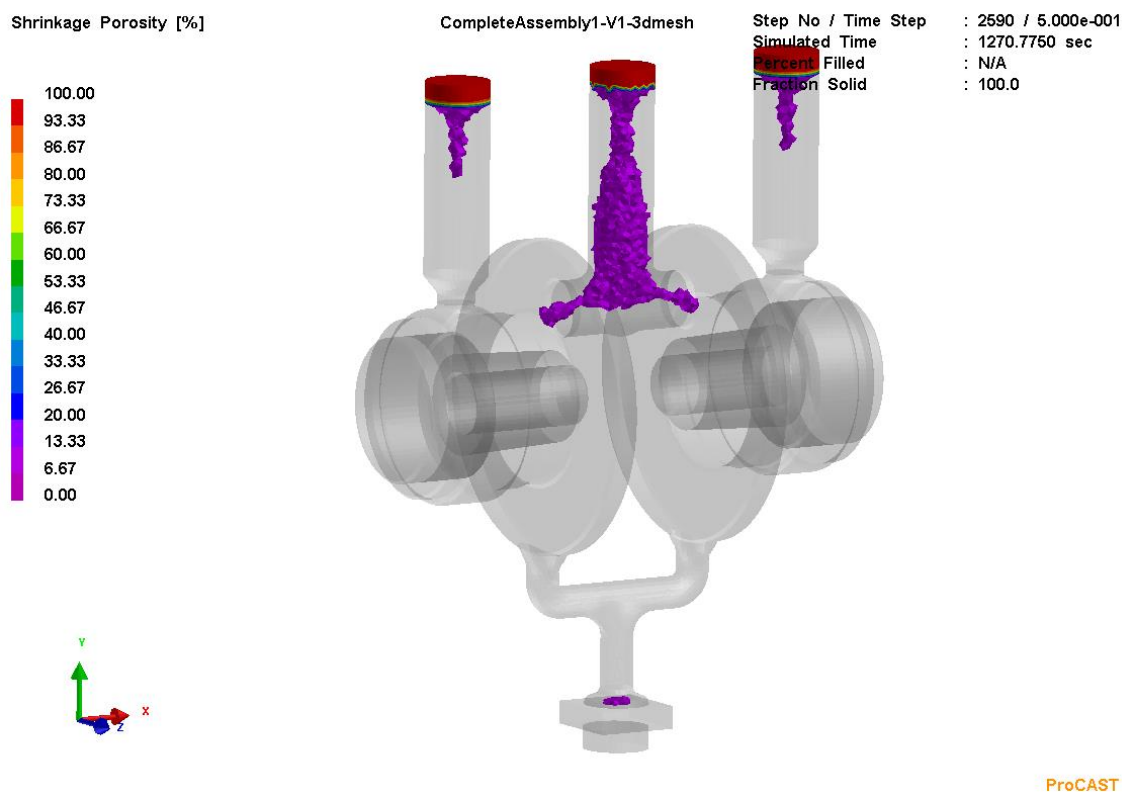


Figura 102 - Resultados da simulação de solidificação layout1 - rechupes de solidificação, vista raio X.

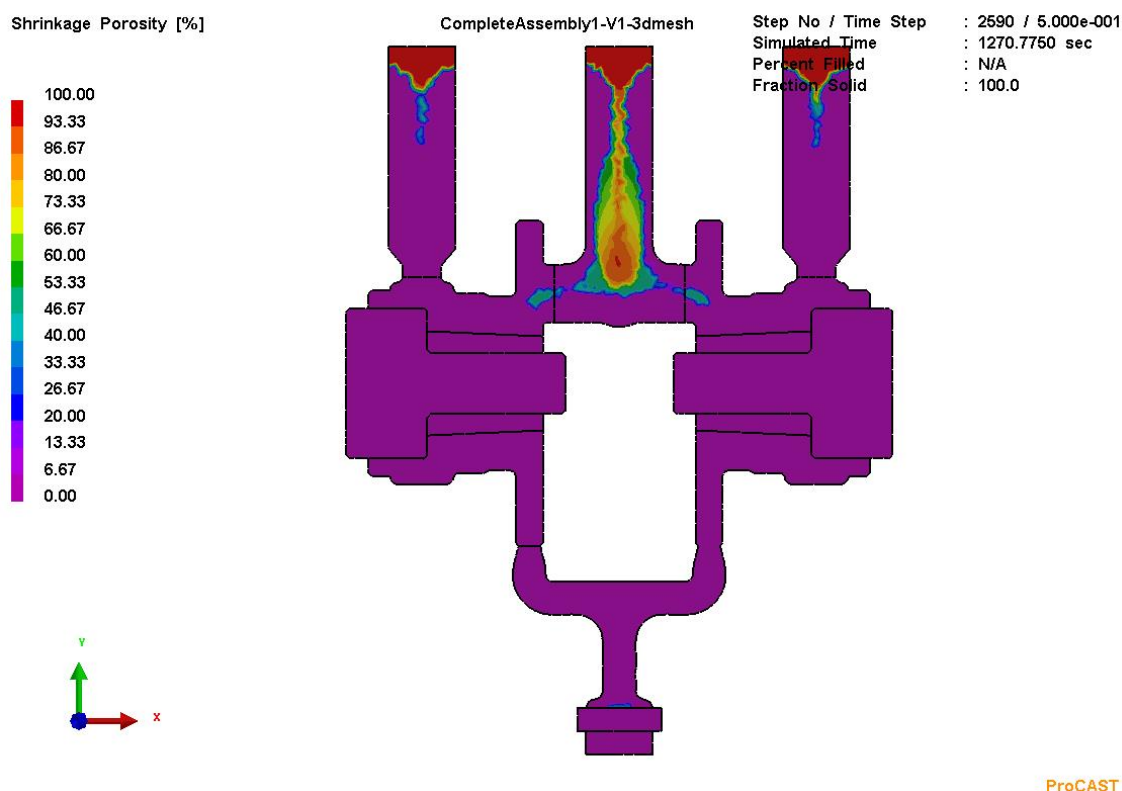


Figura 103 - Resultados da simulação de solidificação layout1 - rechupes de solidificação, vista plano de corte XY.

A simulação indica a possibilidade de existência de pequenos rechupes na zona superior da peça, próxima do ataque do alimentador central. Deste modo, é possível afirmar que a alimentação anteriormente projetada não cumpre as funções pretendidas. É ainda possível atestar pela análise da Figura 103 que os alimentadores cilíndricos colocados sobre cada peça apresentam uma contração de metal muito ligeira e muito localizada na zona superior dos mesmos. Este facto propicia a teoria de que um alimentador central bem dimensionado poderá solucionar o problema, dispensando desta forma a utilização de três alimentadores.

Na Figura 104 estão representados os resultados relativos ao tempo de solidificação (*solidification time*) do conjunto referente ao modelo de *layout 1*.

É possível verificar que o alimentador central possui tempos de solidificação superiores aos dos restantes dois alimentadores, o que novamente reforça a teoria de os alimentadores colocados sobre cada peça não são necessários. De facto, uma análise mais atenta da Figura 104 aponta no sentido de que os alimentadores colocados sobre cada peça apenas estão a atrasar a solidificação da peça, conduzindo a grandes gradientes térmicos entre a zona superior e inferior da peça.

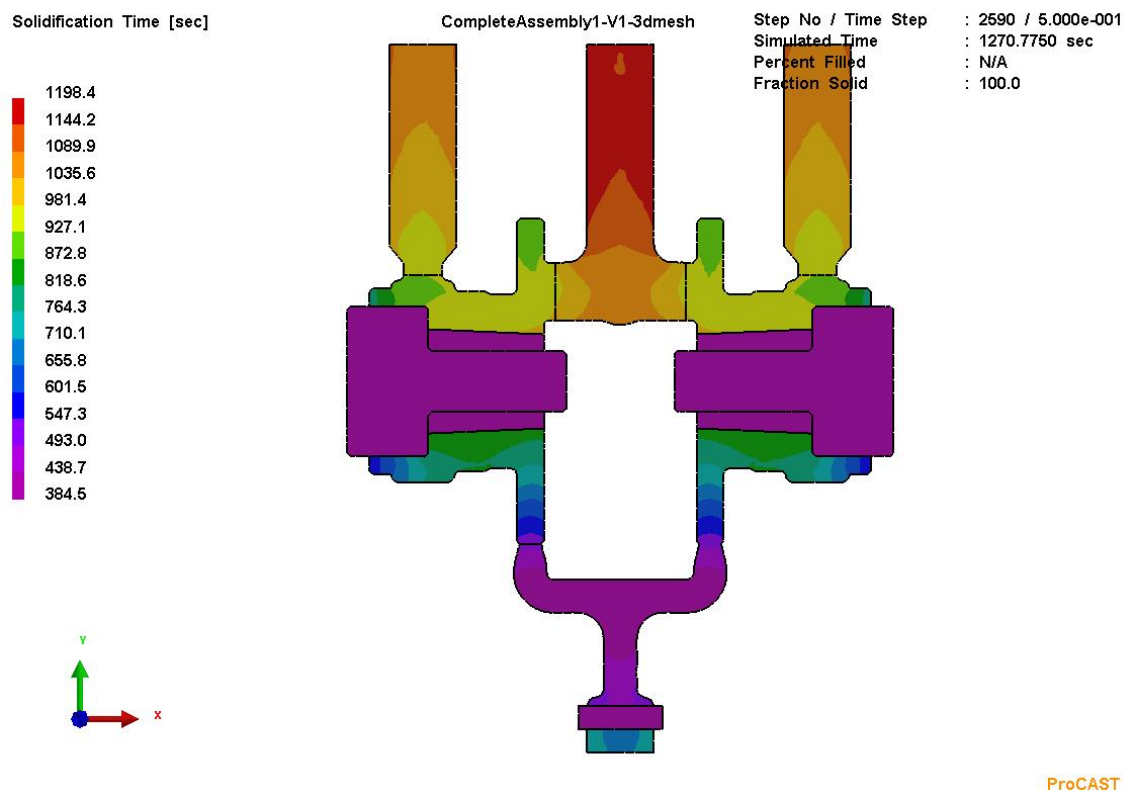


Figura 104 - Resultados da simulação de solidificação layout1 – tempo de solidificação, vista plano de corte XY.

Na Figura 105 estão representados os resultados relativos à fração sólida (*solid fraction*) do conjunto referente ao modelo de *layout* 1, aos 745 segundos.

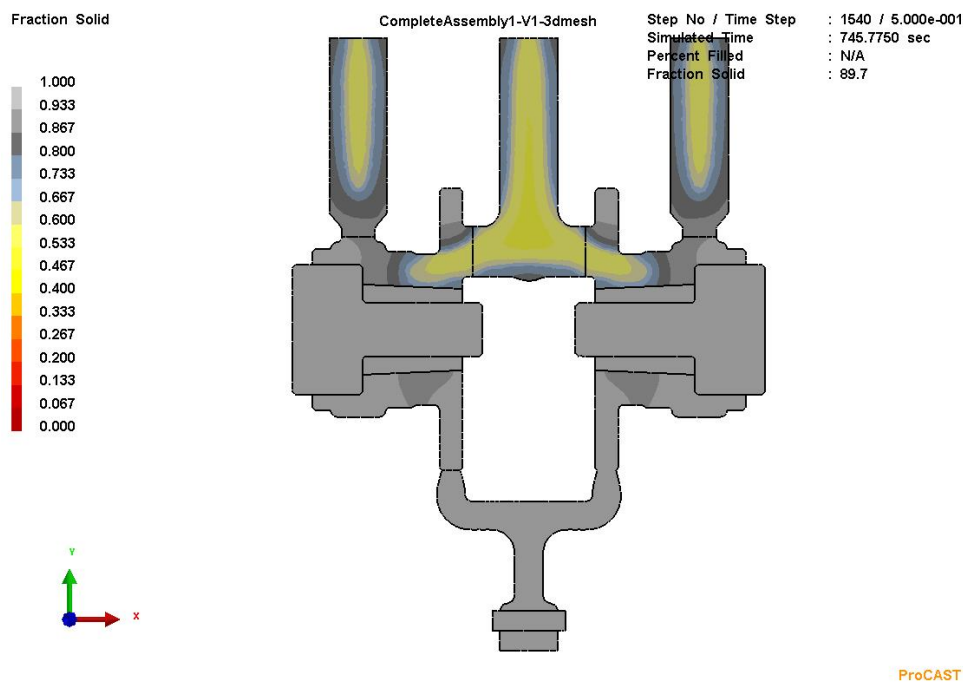


Figura 105 - Resultados da simulação de solidificação layout1 – fração sólida, vista plano de corte XY.

É possível verificar na análise da Figura 105 que existe uma solidificação direcional no sentido do alimentador central, o que está de acordo com o pretendido e exposto com maior detalhe em 2.8.4. É ainda possível verificar que no momento apresentado na Figura 105, os ataques dos alimentadores colocados sobre as peças se encontram solidificados, o que indicia que a partir desse mesmo momento os alimentadores citados não poderão cumprir a sua função de alimentação da peça. Este conjunto de dados corrobora uma vez mais um conceito no qual se dispensa a utilização dos alimentadores colocados sobre as peças.

### 3.3.3.2 Layout 2

Na Figura 106 são apresentados os resultados relativos a possível localização dos defeitos associados ao processo de solidificação do *layout* nº 2.

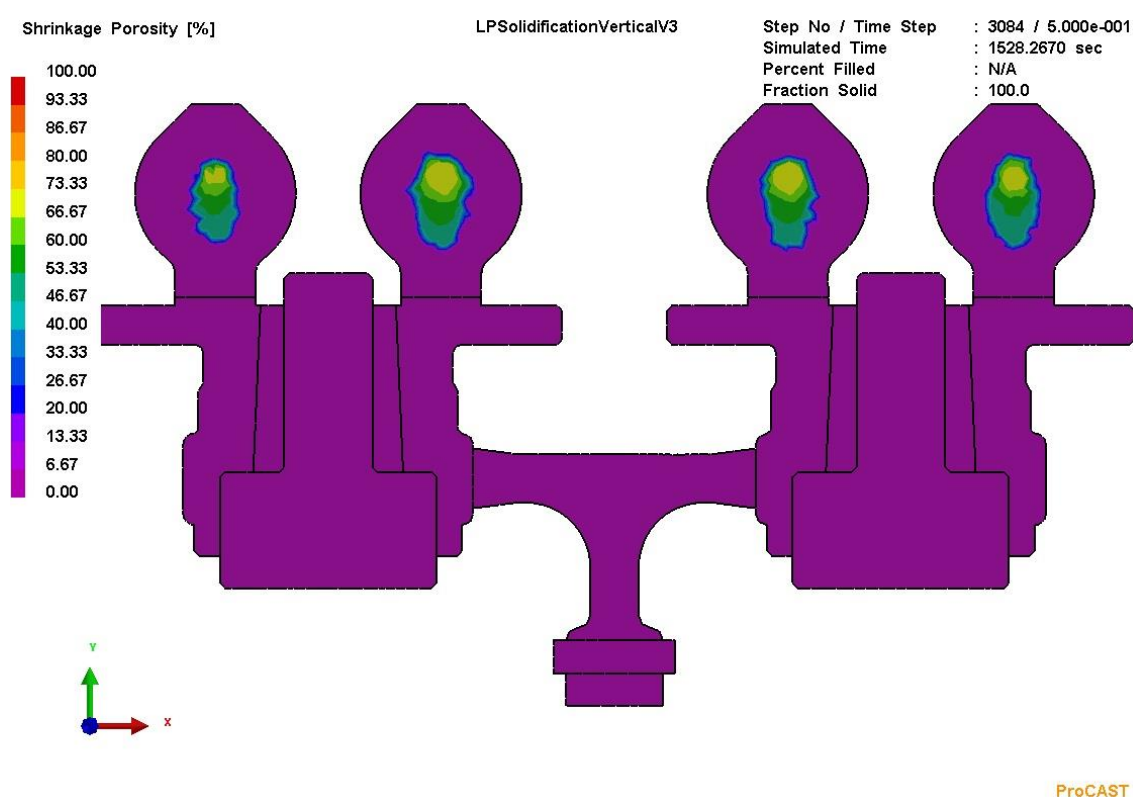


Figura 106 - Resultados da simulação de solidificação layout1 - rechupes de solidificação, vista plano de corte XY.

A simulação indica a inexistência de rechupes na peça, o que indica que a alimentação dimensionada cumpre as funções pretendidas.

Face a dimensão do possível rechupe é seguro dizer que uma diminuição de volume de cada alimentador, no sentido de melhorar o rendimento metalúrgico, poderia diminuir a eficácia do sistema de alimentação, trazendo problemas à peça.

Na Figura 107 estão representados os resultados relativos ao tempo de solidificação (*solidification time*) do conjunto referente ao modelo de *layout* 2.



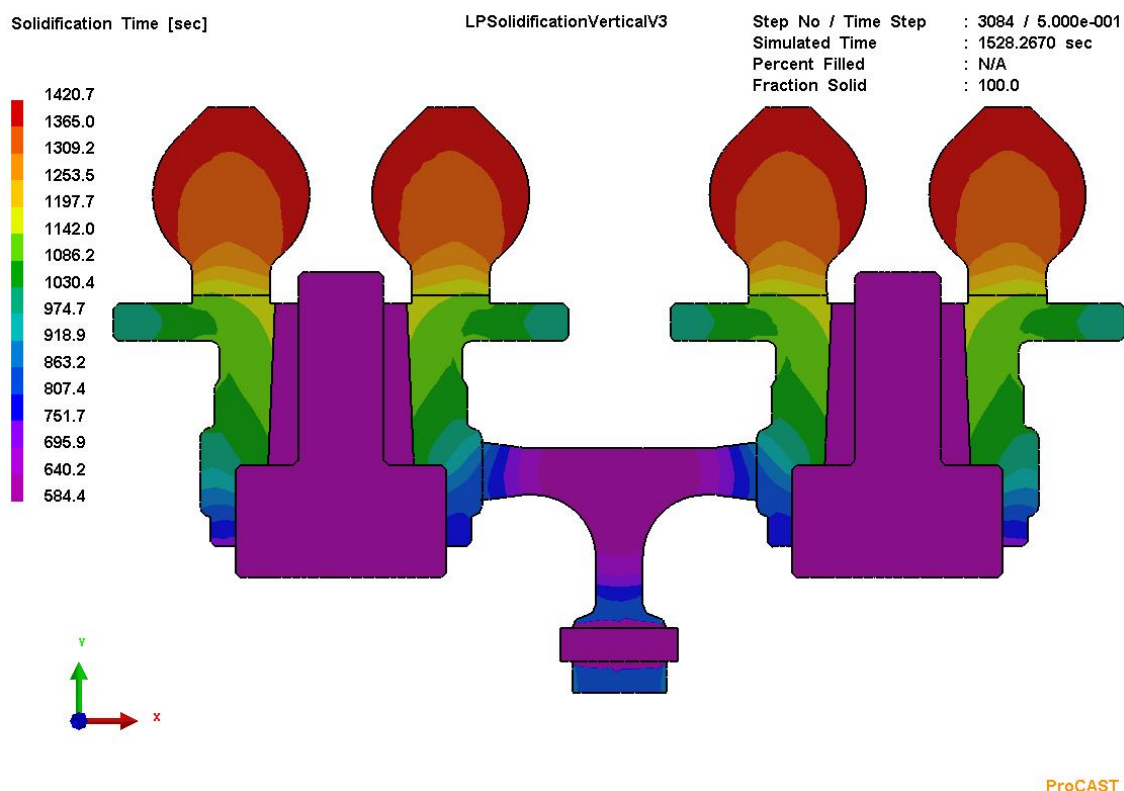


Figura 107 - Resultados da simulação de solidificação layout1 – tempo de solidificação, vista plano de corte XY.

Pela análise da Figura 107 é possível verificar que os alimentadores possuem tempos de solidificação ligeiramente superiores ao da peça, na ordem dos 24 minutos, o que vai de encontro aquilo que se pretende. Contudo, é ainda possível verificar que existe uma diferença considerável, na ordem dos 7,5 minutos, entre os tempos de solidificação da zona inferior da peça, e a zona superior. Esta diferença traduz-se pode-se refletir em propriedades mecânicas distintas entre as duas zonas da peça.

Na Figura 108 estão representados os resultados relativos à fração sólida (*solid fraction*) do conjunto referente ao modelo de *layout 2*, ao segundo 773.

É possível verificar na análise da Figura 108 que existe uma solidificação direcional no sentido dos alimentadores, o que está de acordo com o pretendido e exposto com maior detalhe em 2.8.4.

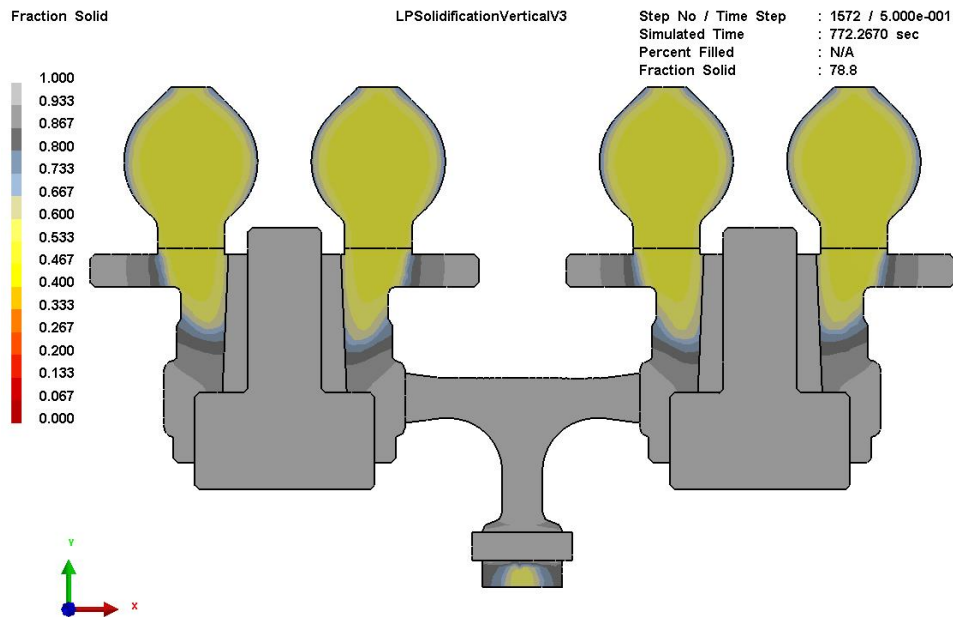


Figura 108 - Resultados da simulação de solidificação layout1 – fração sólida, vista plano de corte XY.

Na Figura 109 são apresentados os dados relativos da análise segundo o critério de Niyama. Como se pode verificar pela análise da mesma, a peça não apresenta probabilidade de existência de microporosidade segundo o critério de Niyama. Contudo, como já foi referido anteriormente, este critério é meramente qualitativo e carece de validação experimental.

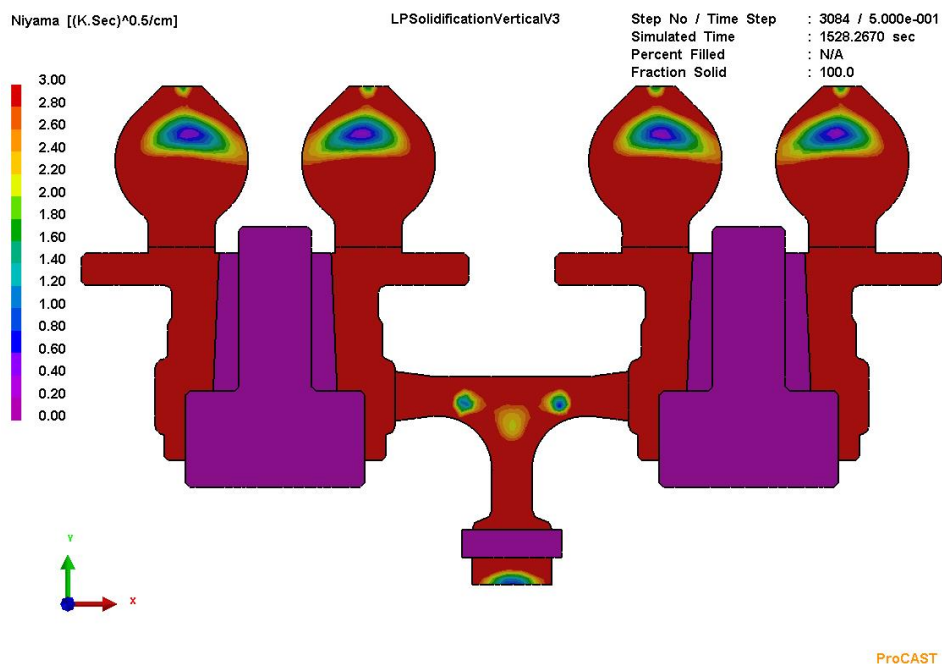


Figura 109 - Resultados da simulação de solidificação – critério de Niyama, vista plano de corte XZ

### 3.3.3.3 Layout 3

Na Figura 110 são apresentados os resultados relativo à possível localização dos defeitos associados ao processo de solidificação do *layout* 3.

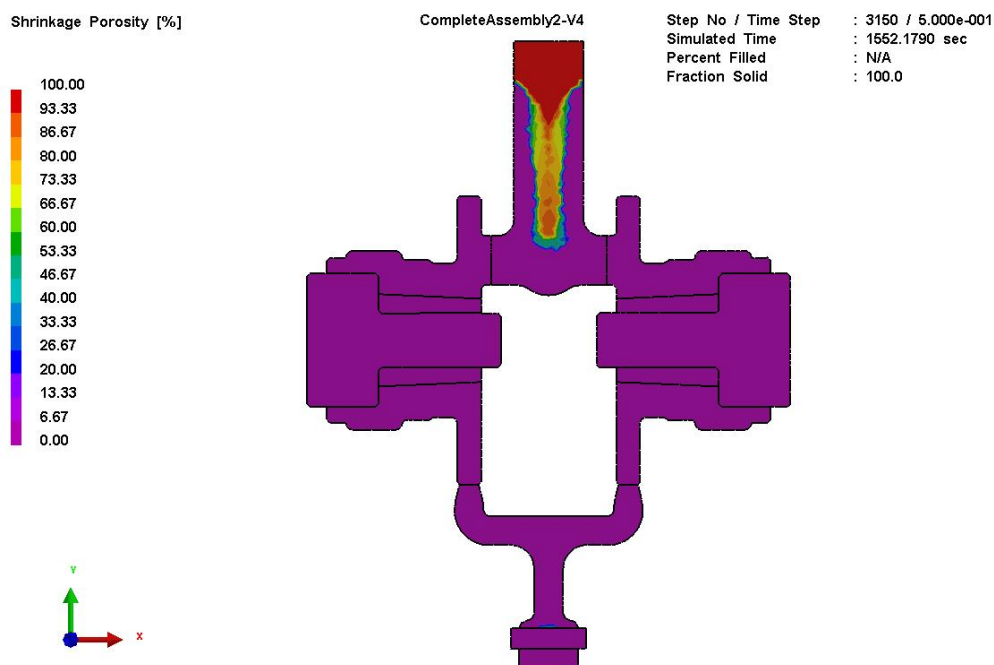


Figura 110 - Resultados da simulação de solidificação layout 3 - rechupes de solidificação, vista plano de corte XY.

A simulação indica a inexistência de rechupes na peça, o que indica que o sistema de alimentação funciona corretamente.

Na Figura 111 estão representados os resultados relativos ao tempo de solidificação (*solidification time*) do conjunto referente ao modelo de *layout* 3.

É possível verificar que o alimentador central possui tempos de solidificação superiores ao da peça, e que a solidificação é no sentido do mesmo, o que vai de encontro aquilo que se pretende. O tempo de solidificação total da peça é de 1475 segundos ou 24,5 minutos, valor este muito próximo do encontrada na solução proposta pelo *layout* 2.

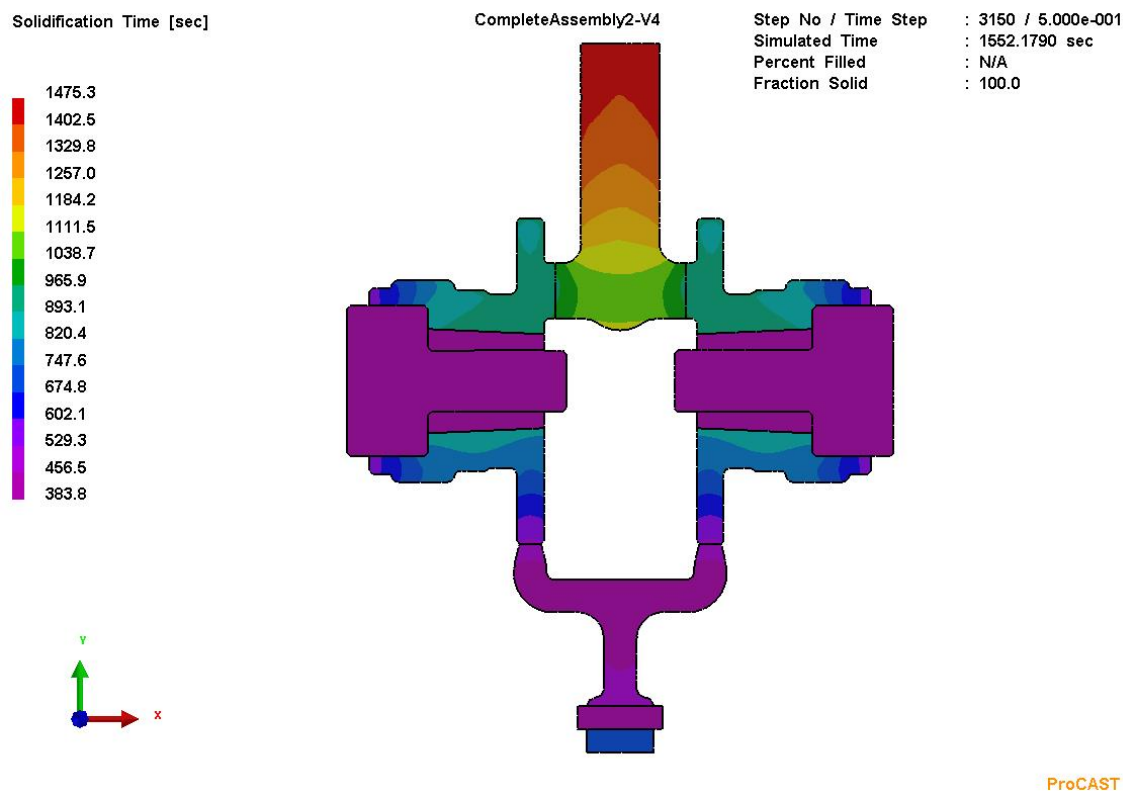


Figura 111 - Resultados da simulação de solidificação layout1 – tempo de solidificação, vista plano de corte XY.

Na Figura 112 estão representados os resultados relativos à fração sólida (*solid fraction*) do conjunto referente ao modelo de *layout* 3, aos 812 segundos.

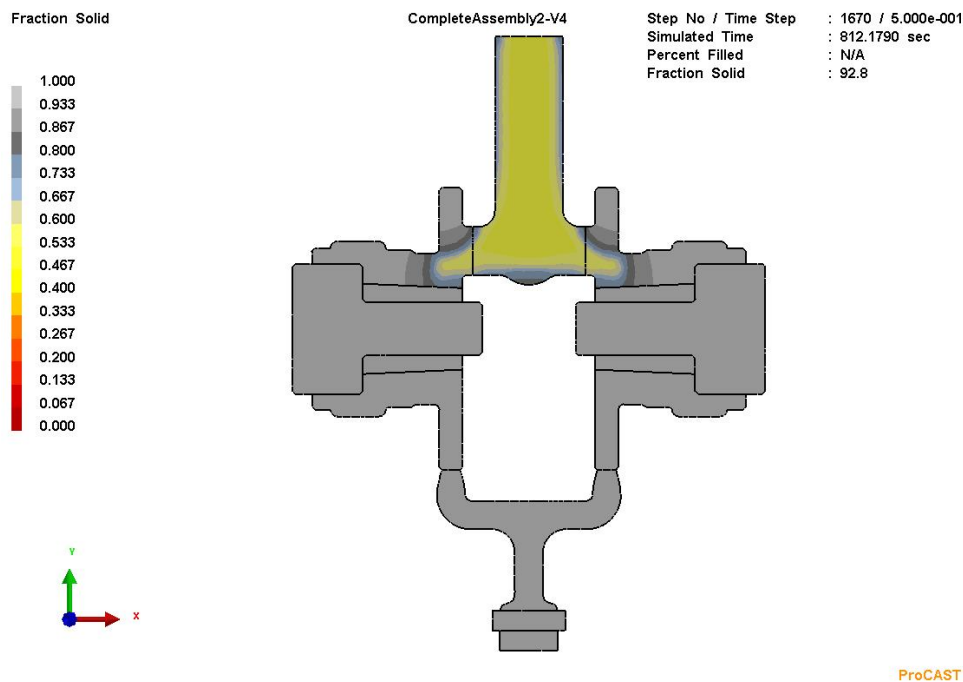


Figura 112 - Resultados da simulação de solidificação layout1 – fração sólida, vista plano de corte XY.

É possível verificar na análise da Figura 112 que existe uma solidificação direcional no sentido do alimentador central, o que está de acordo com o pretendido e exposto com maior detalhe em 2.8.4.

Na Figura 113 são apresentados os dados relativos da análise segundo o critério de Niyama.

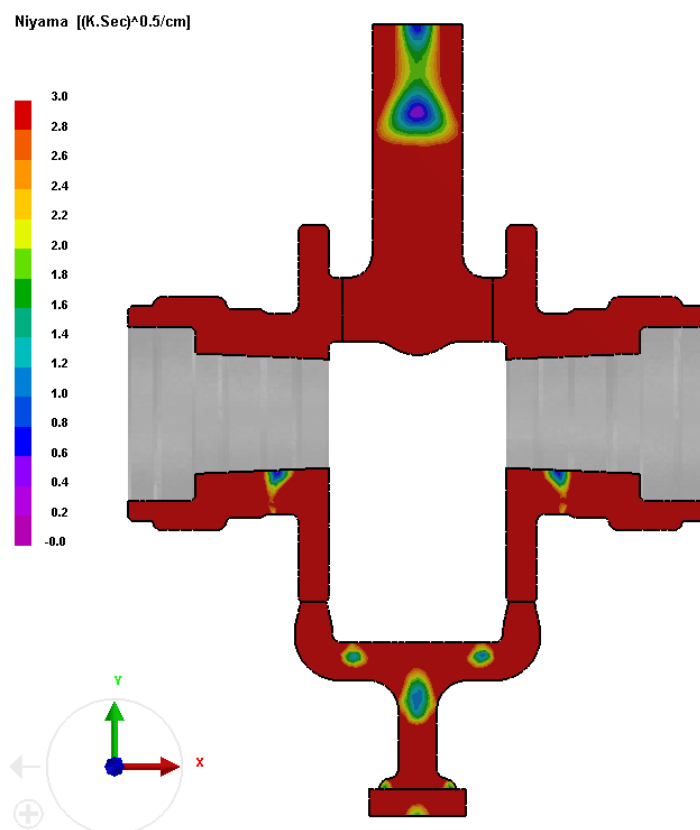


Figura 113 - Resultados da simulação de solidificação layout1 – critério de Niyama, vista plano de corte XY.

A Figura 113 revela a possibilidade de existência de microporosidade segundo o critério de Niyama. Contudo, tal como referido na seção 2.9.4 a avaliação segundo este critério é meramente qualitativa, sendo que desta forma os resultados obtidos carecem de validação experimental.

### 3.3.4 Simulação de enchimento

A complexidade, e tempo necessário à realização de uma simulação de enchimento levou a que apenas fosse realizada uma simulação de enchimento para cada uma das duas configurações que obtiveram bons resultados na simulação de solidificação.

A simulação de enchimento permite analisar parâmetros como:

- Velocidade de enchimento;
- Fenómenos de turbulência;
- Inclusões de óxidos.

Será em seguida apresentada e analisada a simulação de enchimento relativa ao *layout 2*.

### 3.3.4.1 Layout 2

Nas Figura 114 e Figura 115 são apresentadas as velocidades registadas no momento inicial de ataque à peça, sendo possível verificar que apesar da ligeira queda, o enchimento se procede de forma suave e sem turbulência registando-se velocidades próximas dos 0,5 m/s, valor este que se encontra perfeitamente dentro do aceitável segundo aquilo que foi apurado previamente na secção 2.8.3.

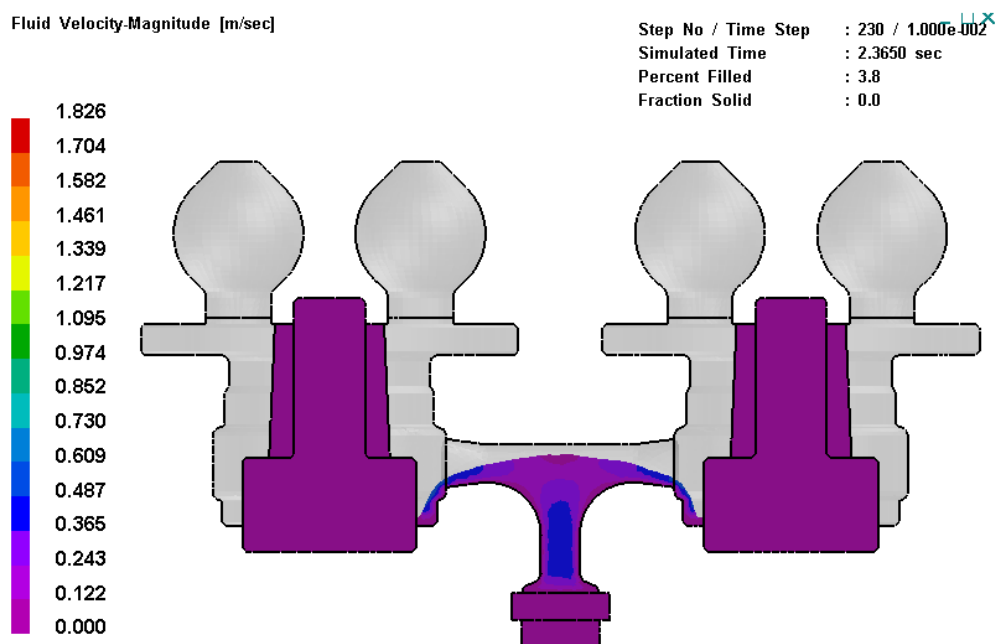


Figura 114 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas no segundo 2,36.

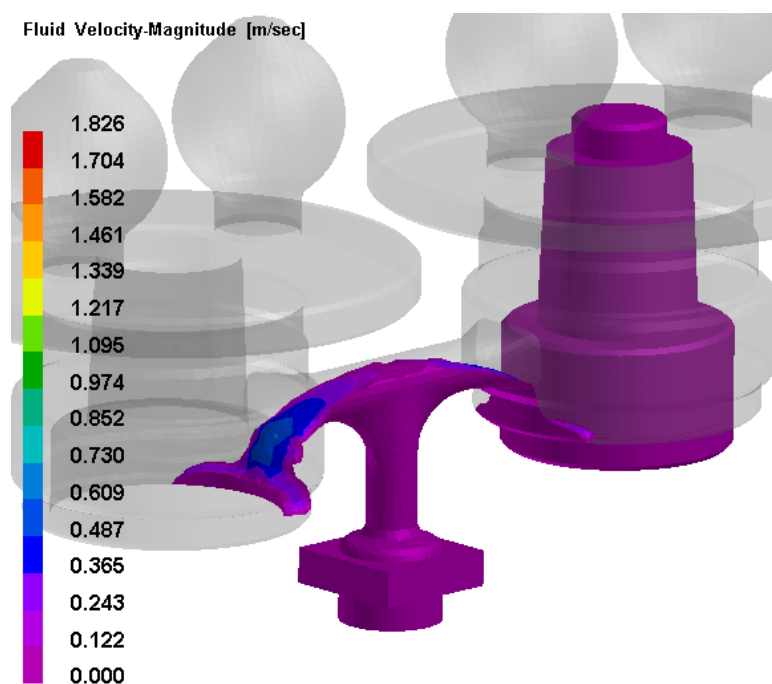


Figura 115 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas no segundo 2,36.

Na Figura 116 são apresentadas as velocidades registadas durante o período do enchimento mais crítico em termos de velocidades, sendo que é possível verificar que se atingem velocidades na ordem dos 1,8 m/s. Apesar de estar valor ser considerado muito elevado, importa referir que apenas se atinge este valor de velocidade no centro do troço do canal de distribuição que se encontra na vertical, mantendo-se a premissa de que a velocidade nos ataques à peça não pode ser superior a 0,5 m/s.

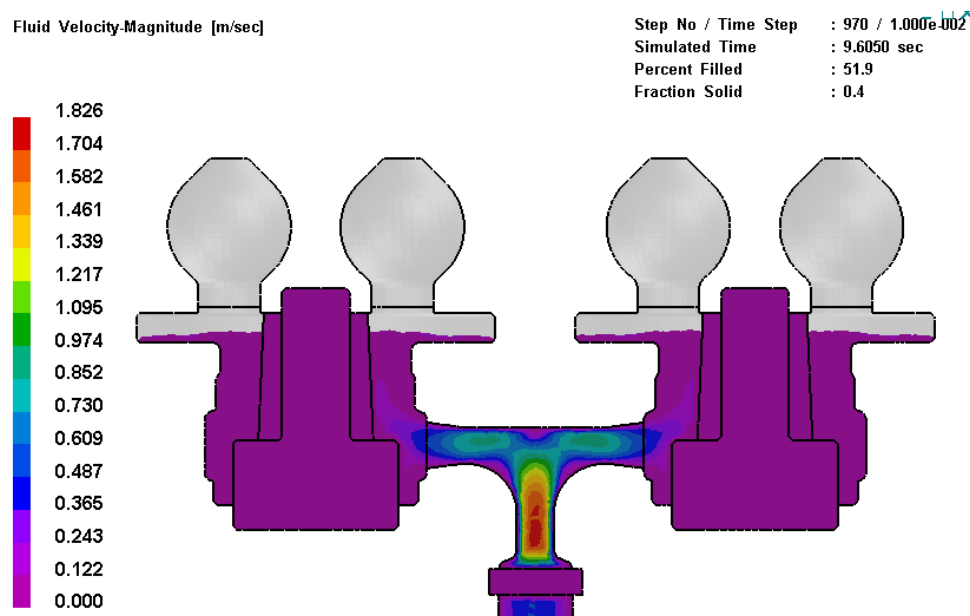


Figura 116 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas no segundo 9,61.

Na Figura 117 é possível observar que uma ligeira perda de carga de localizada pode levar a que o enchimento das duas peças não se de forma idêntica. Contudo, rapidamente o fluxo volta estabilizar verificando-se novamente o enchimento síncrono das duas peças.

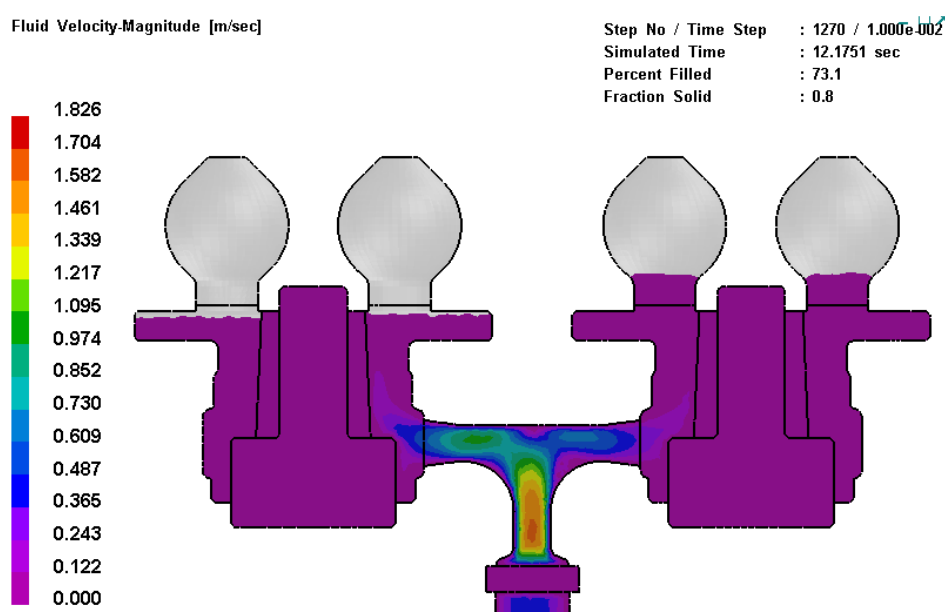


Figura 117 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas no segundo 12,18.

Na Figura 118 é apresentado o tempo de enchimento para cada cota da peça, sendo possível verificar que o tempo máximo de enchimento é de 16,66 segundos. Este valor de enchimento é bastante aceitável uma vez que o metal atinge o topo dos alimentadores ainda a temperaturas elevadas e aceitáveis, como aliás se pode verificar pela análise da Figura 119, onde é apresentado o regime de temperaturas verificado imediatamente após o enchimento total da peça.

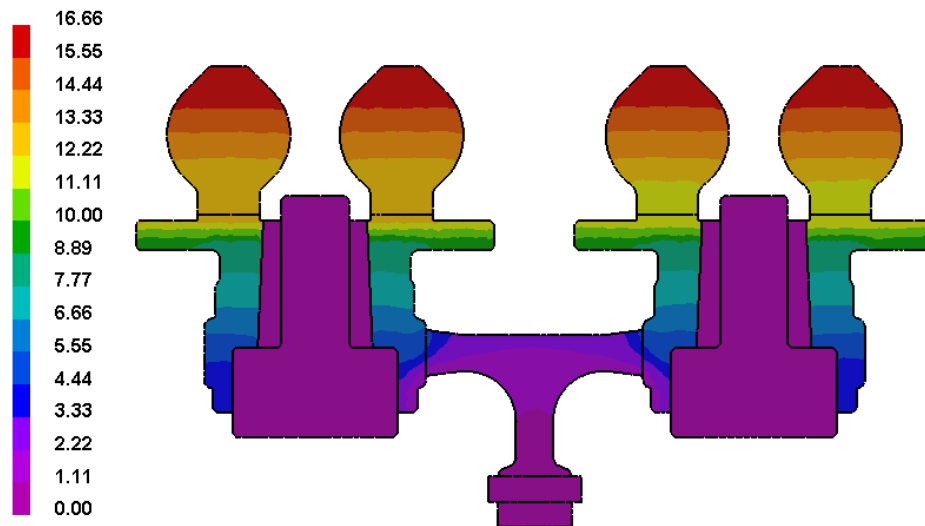


Figura 118 - Resultados da simulação de enchimento - tempo de enchimento.

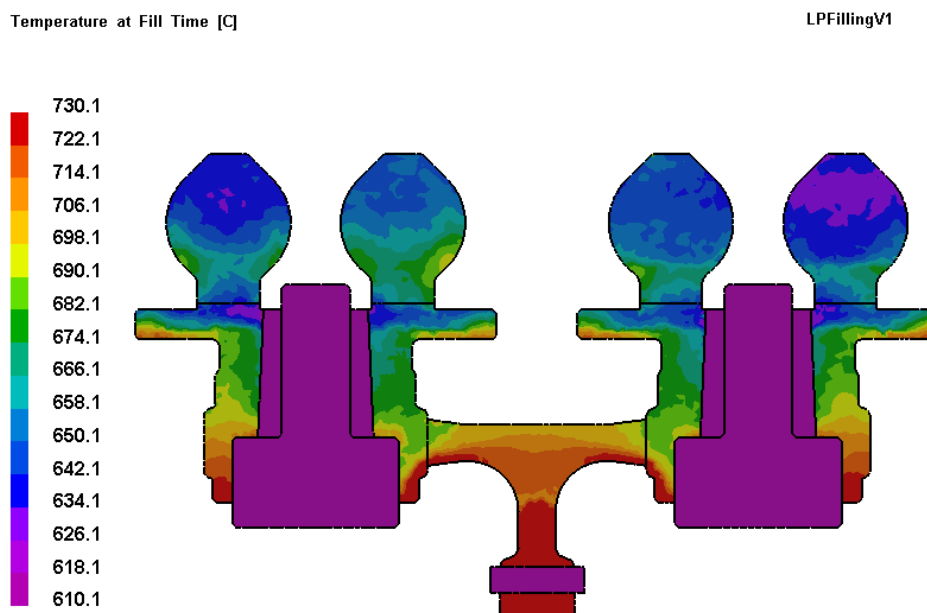


Figura 119 - Resultados da simulação de enchimento - temperaturas após enchimento.



### 3.3.4.2 Layout 3

Será em seguida apresentada e analisada a simulação de enchimento relativa ao *layout* 3.

Na Figura 120 são apresentadas as velocidades registadas ao segundo 1,27, que corresponde ao instante em que o metal começa a encher os dois troços do canal de distribuição, sendo possível verificar que não existe qualquer fenómeno de “repuxo”, ocorrendo um enchimento linear e progressivo do canal de distribuição.

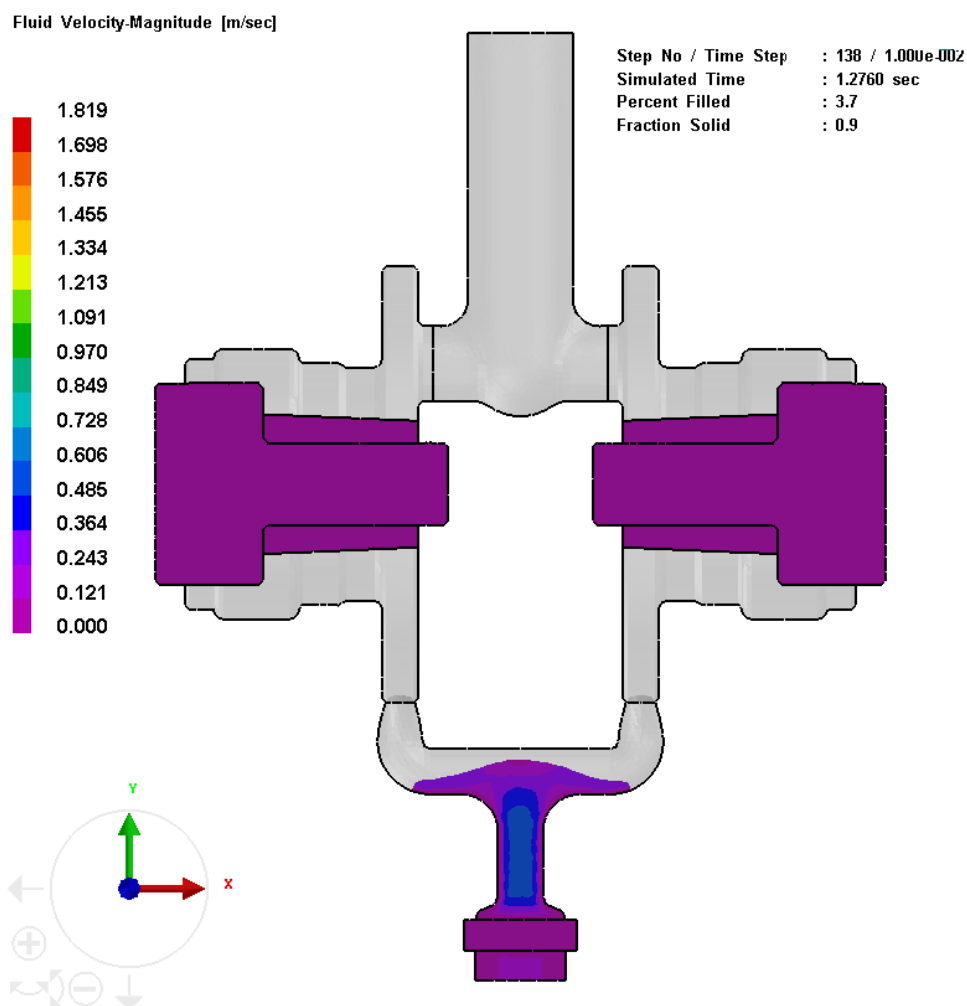


Figura 120 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas no segundo 1,27.

Na Figura 121 são apresentadas as velocidades registadas no instante em que é feito o ataque à peça, sendo que é possível verificar que a velocidade registada no ataque encontra-se abaixo do valor crítico de 0,5 m/s.

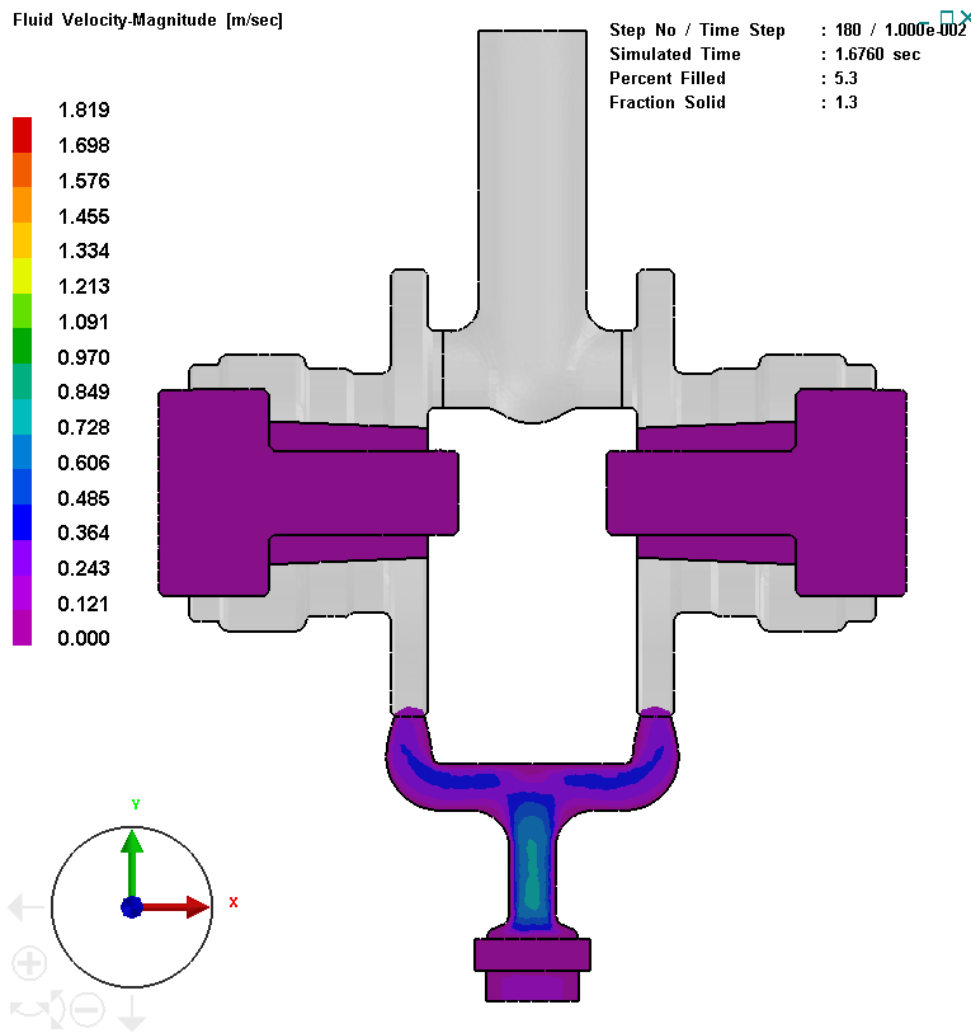


Figura 121 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas ao segundo 1,68.

Nas Figura 122 e Figura 123 são apresentadas as velocidades registadas ao segundo 3,80, sendo que é possível confirmar uma vez mais que o enchimento ocorre de forma controlada, sem fenómenos de turbulência, sempre a uma velocidade inferior a velocidade considerada crítica de 0,5 m/s.

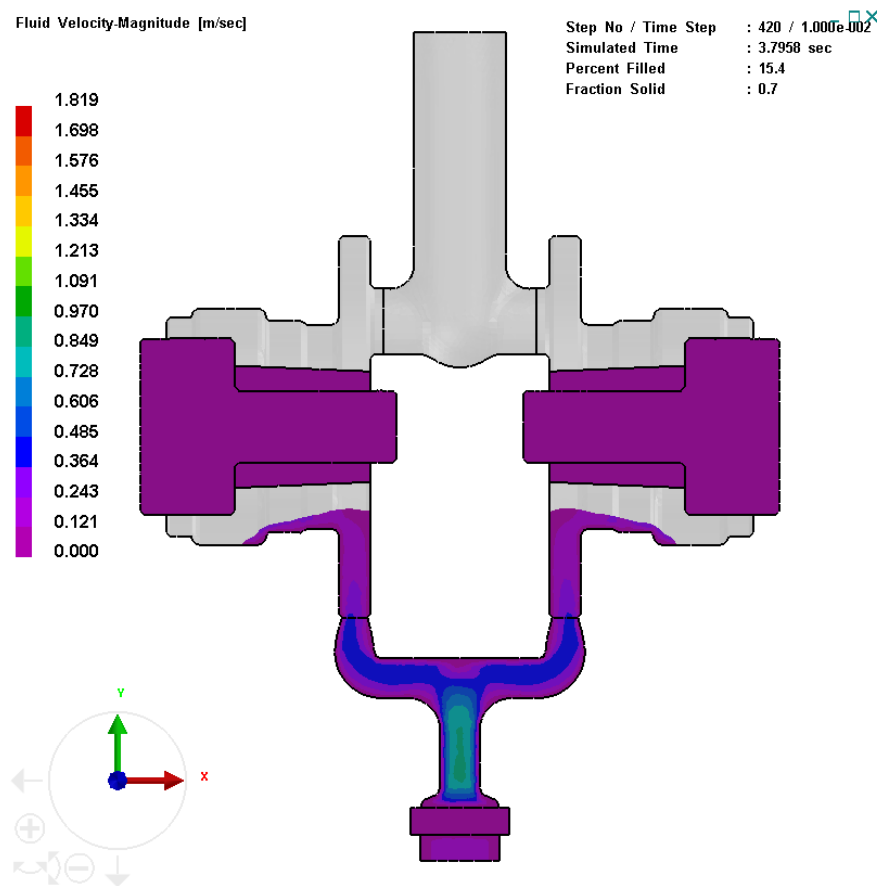


Figura 122 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas ao segundo 3,80.

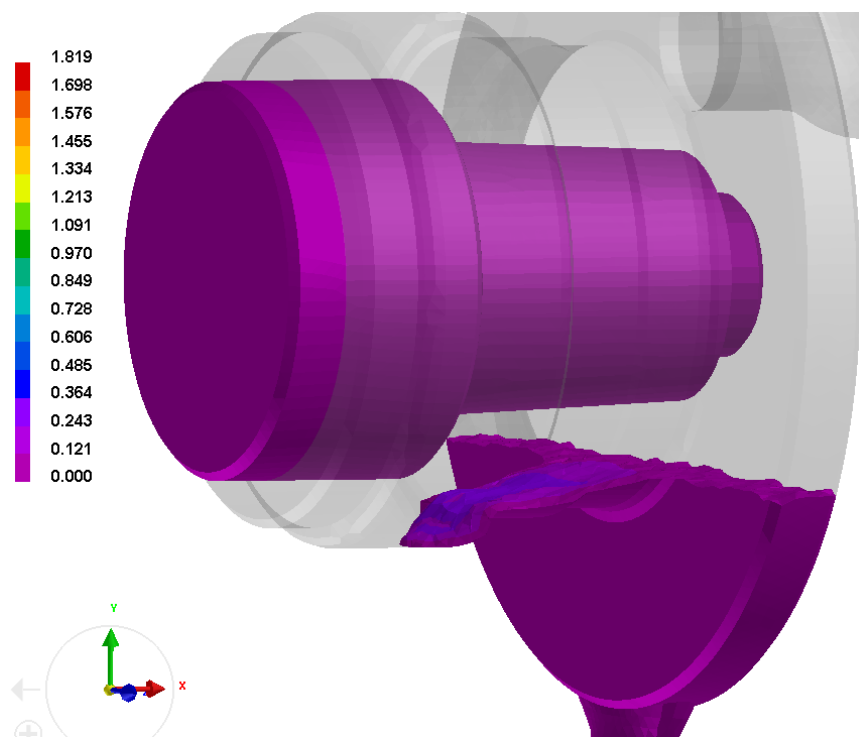


Figura 123 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas ao segundo 3,80.

Na Figura 124 são apresentadas as velocidades registadas durante o período do enchimento mais crítico em termos de velocidades, sendo que é possível verificar que se atingem velocidades na ordem dos 1,8 m/s, valor este equivalente ao máximo registado pelo *layout* 2. Apesar de estar valor ser considerado muito elevado, importa referir que apenas se atinge este valor de velocidade no centro do troço do canal de distribuição que se encontra na vertical, mantendo-se a premissa de que a velocidade nos ataques à peça não pode ser superior a 0,5 m/s.

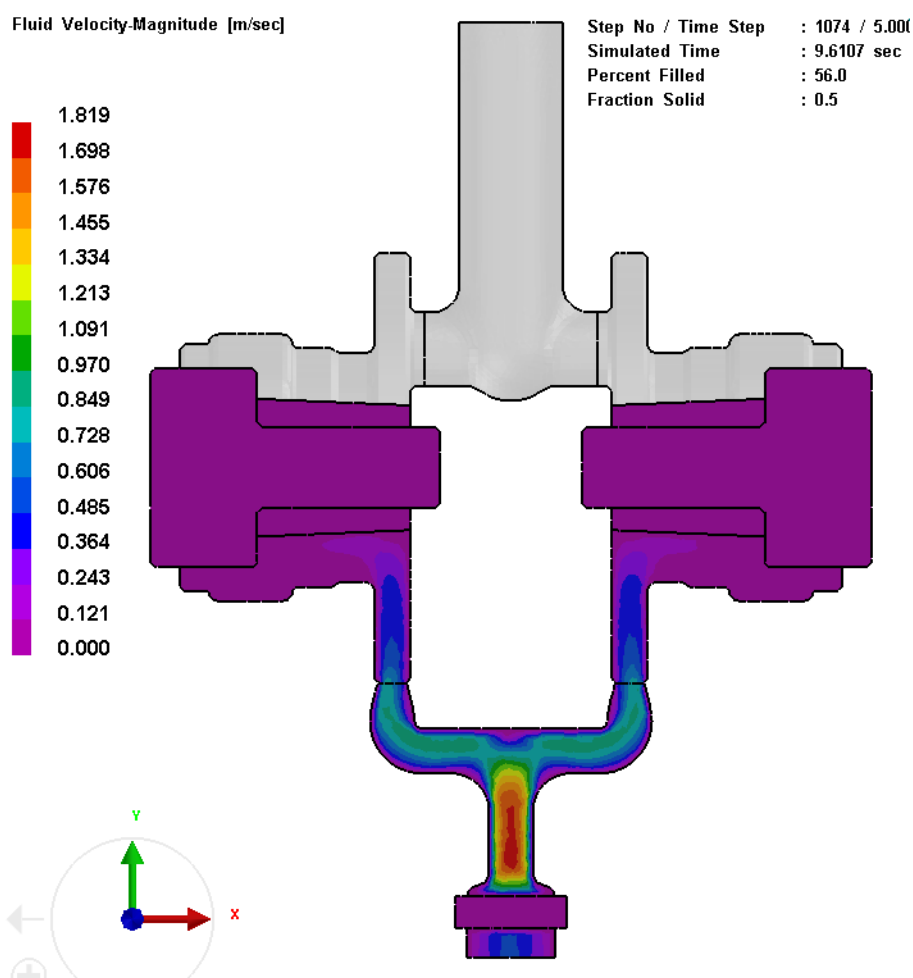


Figura 124 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas ao segundo 9,61.

Na Figura 125 é possível observar uma união de fluxos. Contudo, apesar de este fenómeno ser nefasto para a qualidade do fundido propiciando microporosidade, é necessário salientar que que esta união ocorre a temperaturas elevadas, como aliás se pode constatar pela análise da mesma.

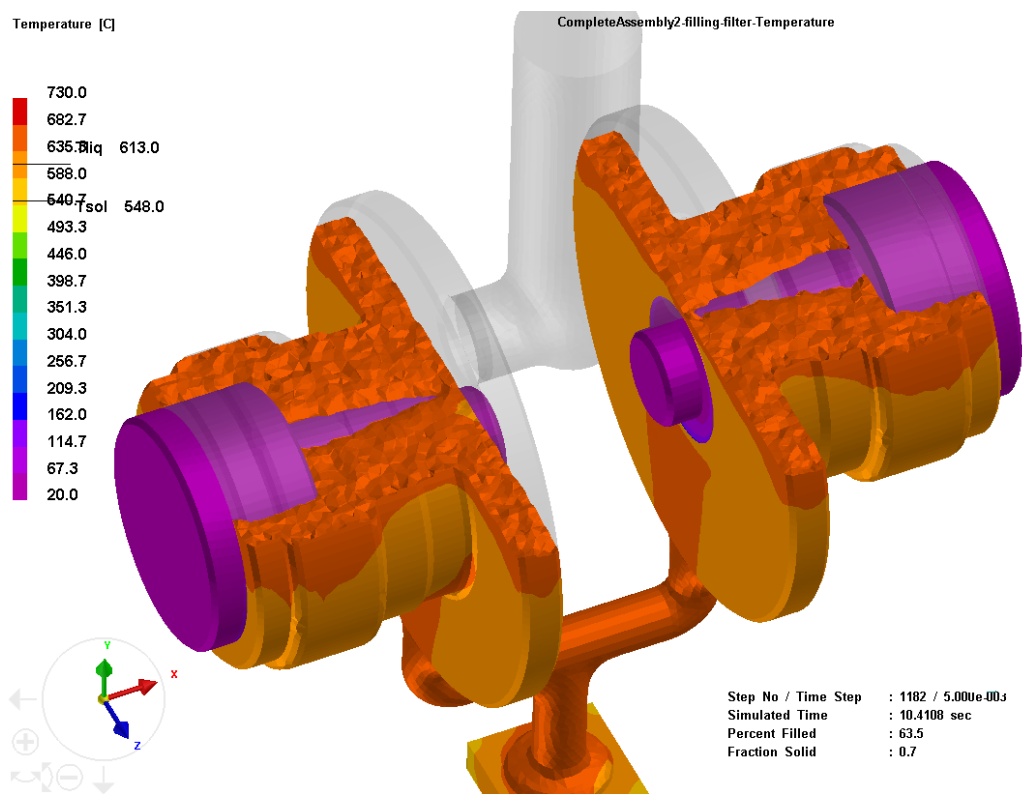


Figura 125 - Resultados da simulação de enchimento - temperaturas registadas ao segundo 10,41.

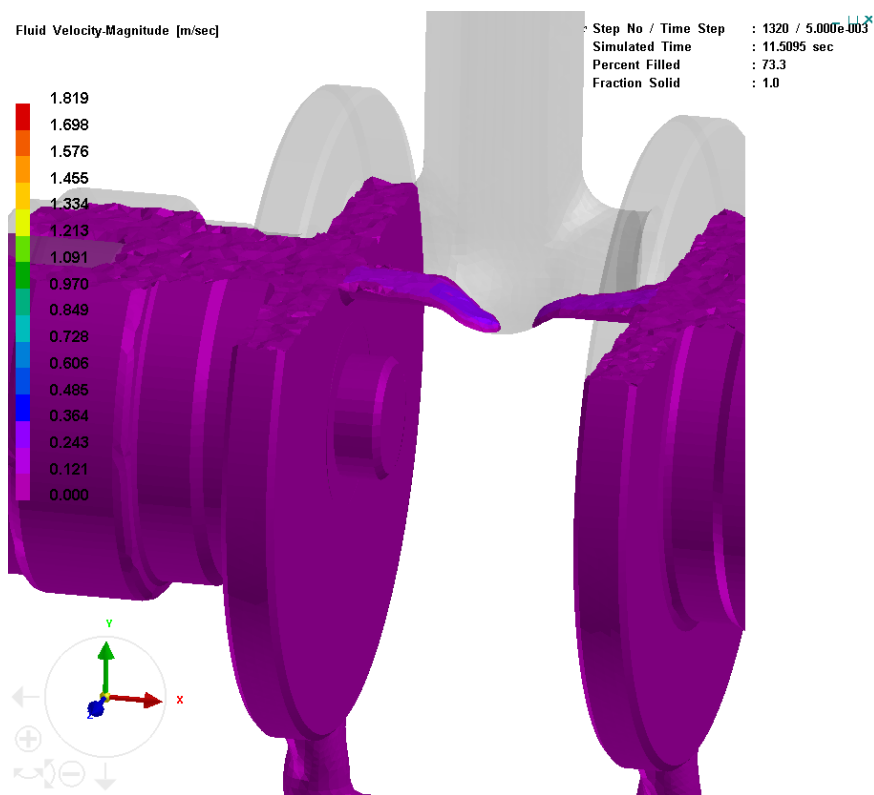


Figura 126 - Resultados da simulação de enchimento - velocidades registadas ao segundo 11,59.

Na Figura 127 é apresentado o tempo de enchimento para cada cota da peça, sendo possível verificar que o tempo máximo de enchimento é de 15,14 segundos. Este valor de enchimento é bastante aceitável uma vez que o metal atinge o topo dos alimentadores ainda a temperaturas elevadas, como aliás se pode verificar pela análise da Figura 128, onde é apresentado o regime de temperaturas verificado imediatamente após o enchimento total da peça.

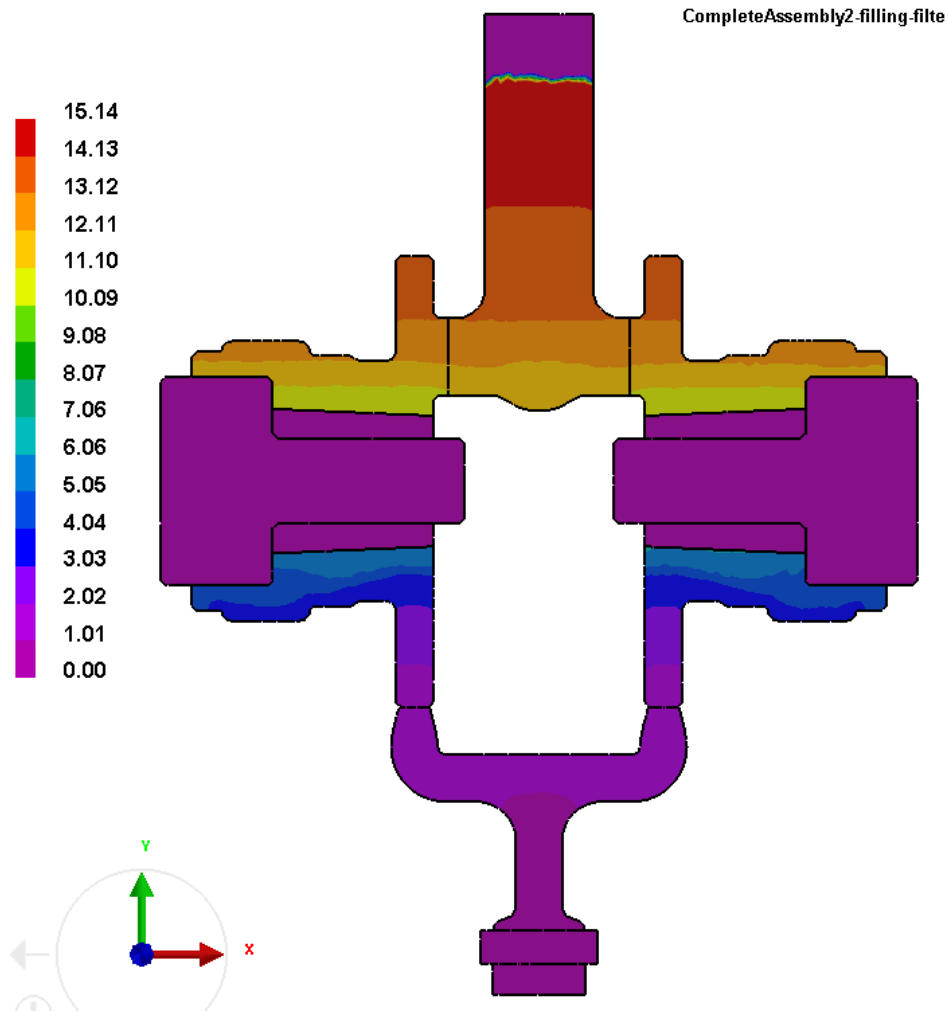


Figura 127 - Resultados da simulação de enchimento - tempos de enchimento.

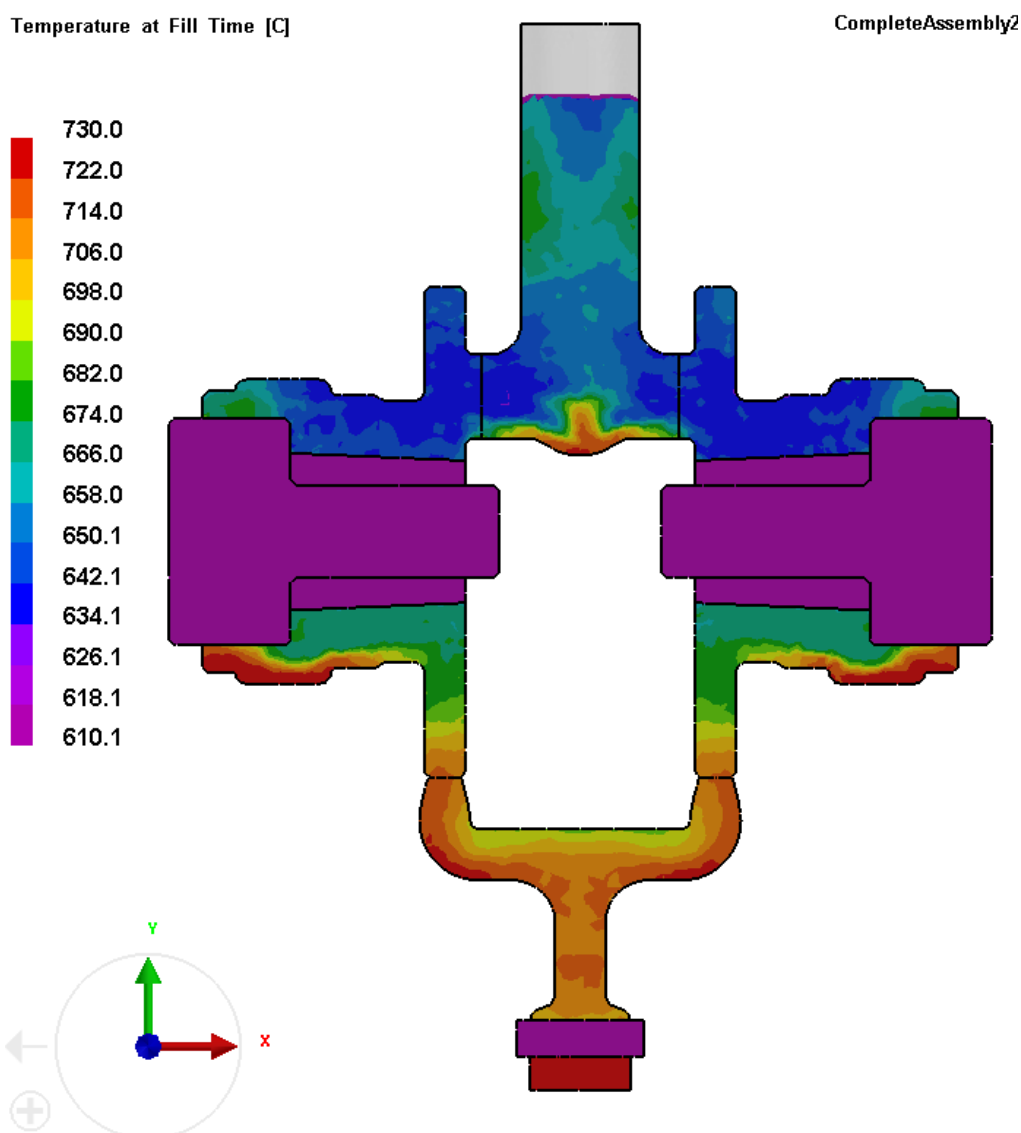


Figura 128 - Resultados da simulação de enchimento - temperaturas após enchimento

### 3.3.5 Propriedades da areia da moldação

Atualmente a empresa dispõe de uma linha automática de produção de moldações em areia “verde”, as quais são utilizadas para a obtenção de fundidos com a tecnologia de fundição por gravidade. Numa primeira fase de implementação do processo de baixa pressão irá ser utilizada o mesmo tipo de moldações e como tal importa fazer uma análise das propriedades das moldações atuais.

Desta forma, no ANEXO I é apresentada uma análise de alguns dos dados obtidos por um ensaio realizado pelo Centro de Formação Profissional da Indústria de Fundição (CINFU).





## 4 ANÁLISE DE RESULTADOS

---

Neste capítulo será realizada uma comparação entre os diferentes *layouts* projetados e ainda entre estes e o processo convencional de fundição por gravidade, com especial foco nas vantagens técnicas económicas e competitivas que este novo processo permite face aos convencionais.

### 4.1 Sistemas de alimentação e gitagem

O *layout* 1 não será alvo de análise uma vez que não garantia peças sãs com base nos resultados da simulação de solidificação. Assim, serão apenas analisados e comparados os *layouts* 2 e 3, que se encontram novamente ilustrados na Figura 129

Primeiramente será feita uma análise em termos qualitativos referente ao sistema de alimentação e gitagem utilizado em cada uma das configurações.

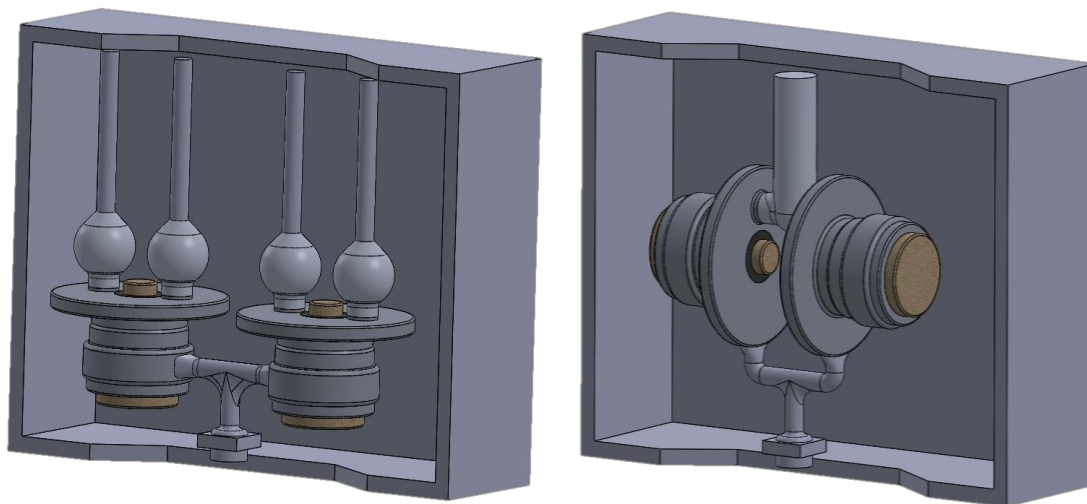


Figura 129 - Imagem virtual dos *layouts* 2 e 3.

#### 4.1.1 Sistema de alimentação

Relativamente aos sistemas de alimentação ambos os *layouts* 2 e 3 garantem peças isentas de rechupes, apresentado apenas rechupes nos alimentadores, como se pode novamente verificar pela análise da Figura 130.

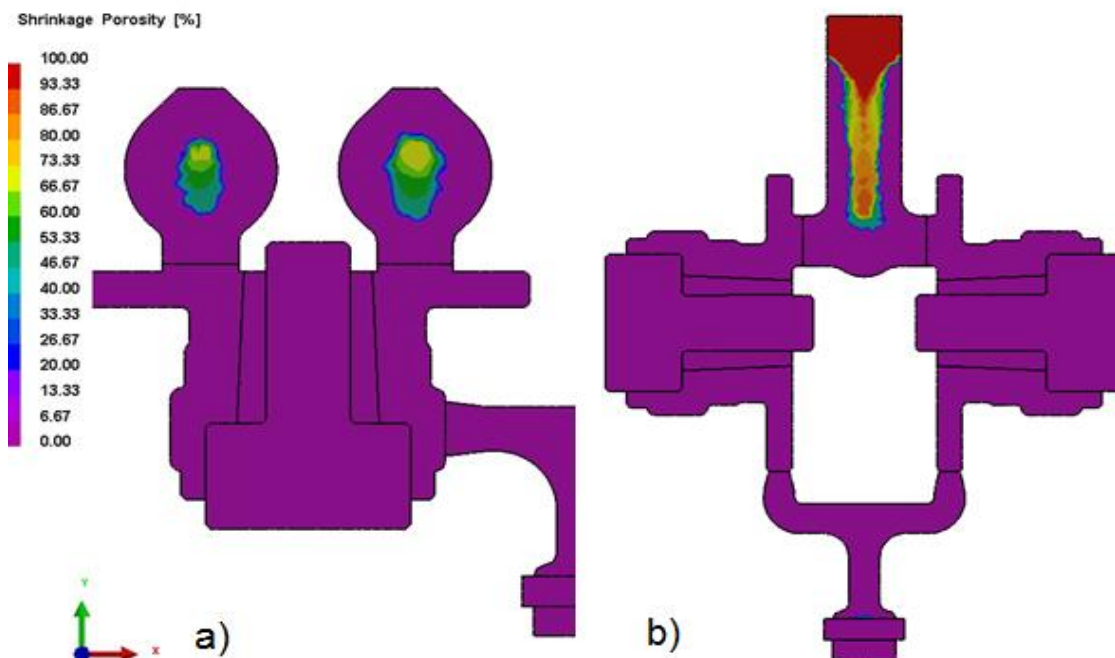


Figura 130 - Resultados dos rechupes. a) *layout* 2; b) *layout* 3.

Apenas se verifica uma pequena diferença no que diz respeito a microporosidade, como se pode verificar pela análise da Figura 131.

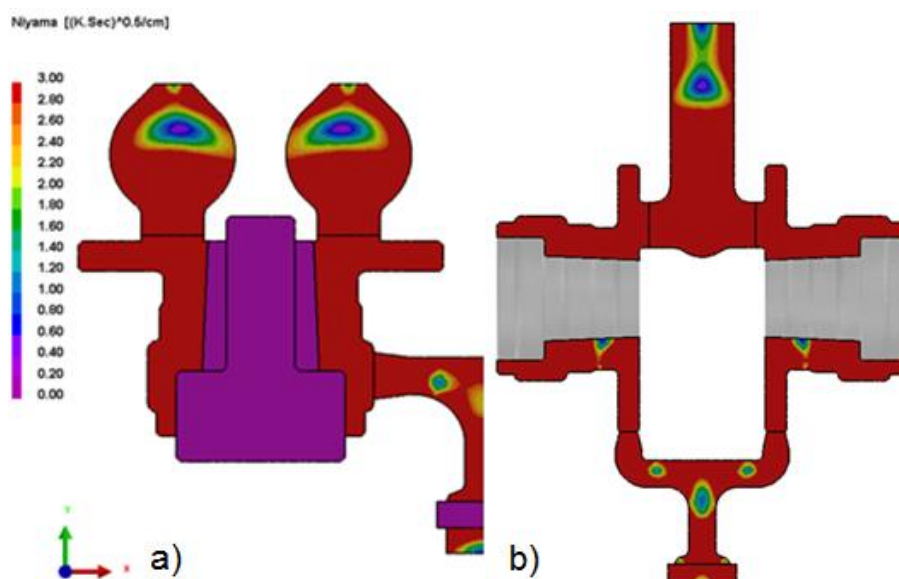


Figura 131 - Resultados da microporosidade segundo o critério de Niyama; a) *layout* 2; b) *layout* 3.

A Figura 131 indica que o *layout 3* possui maior probabilidade de existência de microrechupes na zona inferior da peça, face ao *layout 2*. Contudo, como já referido anteriormente os dados fornecidos pelo critério de Niyama são meramente qualitativos, não sendo portanto este um fator decisivo na escolha do *layout* a implementar.

A alimentação em ambos os casos garante tempos de solidificação equivalentes, e inferiores ao processo atual de fundição por gravidade, sendo que esses valores podem ser analisados com maior detalhe mais à frente, na secção 4.3.

O projeto do sistema de alimentação pode ainda ser avaliado em termos de complexidade das operações de fabricação e de posterior separação do fundido. Assim, face às geometrias utilizadas em cada uma das soluções, é possível afirmar que o fabrico dos alimentadores na empresa não é simples e envolve várias etapas, pelo que se recomenda a utilização de equipamentos de CNC. Em termos comparativos, a utilização de alimentadores de forma esférica no *layout 2*, face a um alimentador cilíndrico no *layout 3*, torna a alimentação do *layout 2* mais complexa.

Relativamente à facilidade de remoção da alimentação após vazamento, em ambas as soluções o ataque a peça por parte dos alimentadores é feito em faces planas da mesma, o que facilita a sua remoção nas operações de corte e maquinagem. O *layout 3* face à utilização de apenas um alimentador central para ambas as peças faz com que o número de operações de corte seja também reduzido, bem como da área da peça suscetível ao aparecimento de microporosidades, geralmente junto dos ataques dos alimentadores.

De salientar que ambos os *layouts* poderiam ser melhorados, no sentido de um aumento do rendimento metalúrgico, recorrendo por exemplo à utilização de mangas isoladoras a envolver os alimentadores. Também as geometrias dos alimentadores poderiam ser simplificadas, desde que essa simplificação não compromettesse a eficácia do sistema de alimentação.

Por forma a sintetizar as vantagens e desvantagens de um cada um dos *layouts* apresentados anteriormente em termos de alimentação, segue a Tabela 64, na qual é efetuada uma análise quantitativa dos aspetos mais relevantes.

Tabela 64- Quadro resumo em termos qualitativos dos sistemas de alimentação

		<i>Layout 2</i>	<i>Layout 3</i>
<i>Alimentação</i>	Rechupes	+++	+++
	Microporosidade	+++	++
	Facilidade de fabrico dos alimentadores	+	++
	Facilidade de remoção dos alimentadores	+++	++
	Rendimento	++	+++

Onde:

- +++ - Muito bom
- ++ - Bom
- + - Satisfatório

### 4.1.2 Sistema de gitagem

Relativamente ao sistema de gitagem, pela análise dos resultados da simulação numérica de enchimento dos *layouts* 2 e 3, é possível afirmar que ambas as soluções são muito equivalentes. De facto, ambas as soluções garantem um enchimento considerado laminar, sem quedas de metal apreciáveis, propiciando à partida fundidos de excelente qualidade.

Na Figura 132 são apresentadas as velocidades máximas registadas em ambas as configurações.

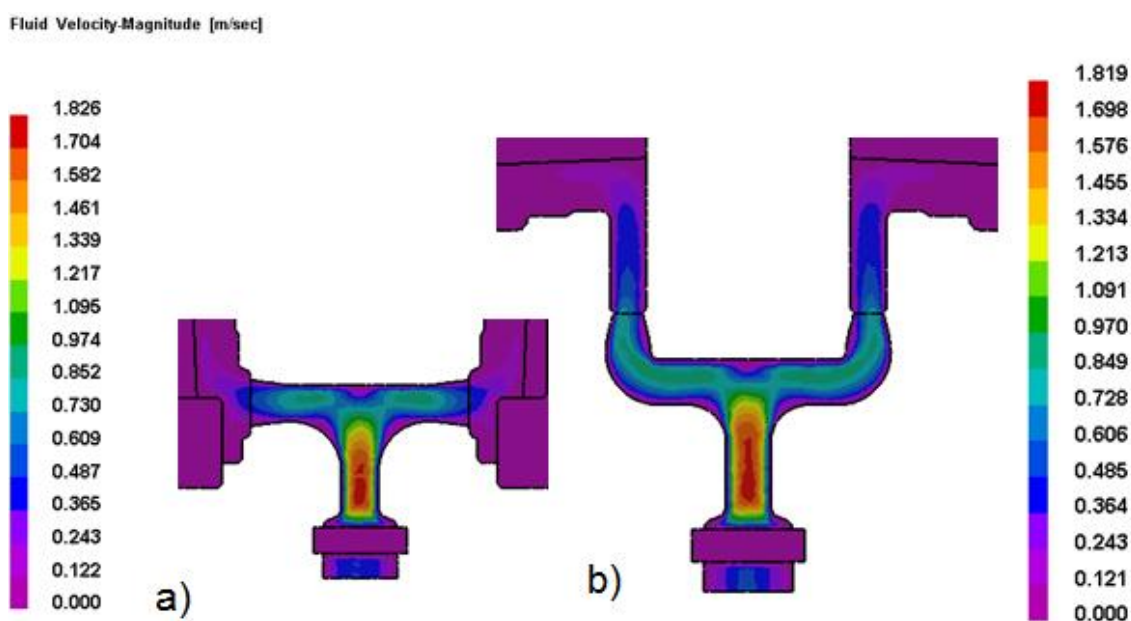


Figura 132 - Velocidades máximas registadas. a) *layout* 2; b) *layout* 3.

Na Figura 132 é patente que ambos os *layouts* apresentados registam velocidades máximas equivalentes, na ordem dos 1,8 m/s na zona vertical do canal de distribuição. Ainda é possível constatar que apesar do valor de velocidade elevado, nos ataques as velocidades são baixas, situando-se num valor médio de 0,5 m/s, valor considerado limite para um enchimento sem problemas de maior.

Relativamente a geometria utilizada em ambos os casos, a análise dos dados da Figura 132 permite corroborar a hipótese de que ambos possuem uma geometria aceitável, em termos de raios de concordância e convergência e divergência, não apresentando áreas de dimensão considerável com metal estagnado, ou propensas a fenómenos de turbulência, como os ilustrados anteriormente nas Figura 46 e Figura 47 presentes na página 76.

Em termos de tempos de vazamento, ambas as soluções apresentam valores equivalentes, próximos dos 16 segundos, valor este compatível com os atualmente utilizados no processo de fundição por gravidade.

Com base na informação presente nas Figura 119 e Figura 128 presentes nas páginas 164 e 171 respetivamente, é possível afirmar que o *layout 3* regista uma menor temperatura média na peça após vazamento. Contudo, uma vez que a peça não apresenta espessuras finas, o enchimento final das peças não fica comprometido. Todavia, o *layout 2* é mais compatível e promissor caso se pretenda diminuir a temperatura de vazamento, que pode trazer grandes benefícios em termos económicos.

Importa ainda referir que a gitagem e alimentação associada ao *layout 3* favorece uma maior uniformidade e simetria de temperaturas em toda a peça, e consequentes tempos de solidificação mais uniformes, garantindo desta forma uma melhor qualidade em termos de microestrutura na peça.

O *layout 2* apresenta a vantagem de não possuir união de fluxos, que como observado anteriormente, é a principal causa de problemas relacionados com microporosidade no *layout* atualmente utilizado na empresa, e que resulta numa taxa de rejeição de cerca de 20%.

Relativamente à facilidade de escape de gases durante o processo de vazamento, importa referir que o *layout 2* será aquele que regista mais vantagens. Em primeiro lugar o *layout 2* apresenta uma maior área da moldação exposta ao ar, através dos alimentadores, o que facilita o escape dos gases. O segundo fator relaciona-se com o local provável à acumulação de gases.

Na Figura 133 encontra-se representado a cor azul mais escura os locais prováveis ao aparecimento de problemas relacionados com a falta de escape de gases

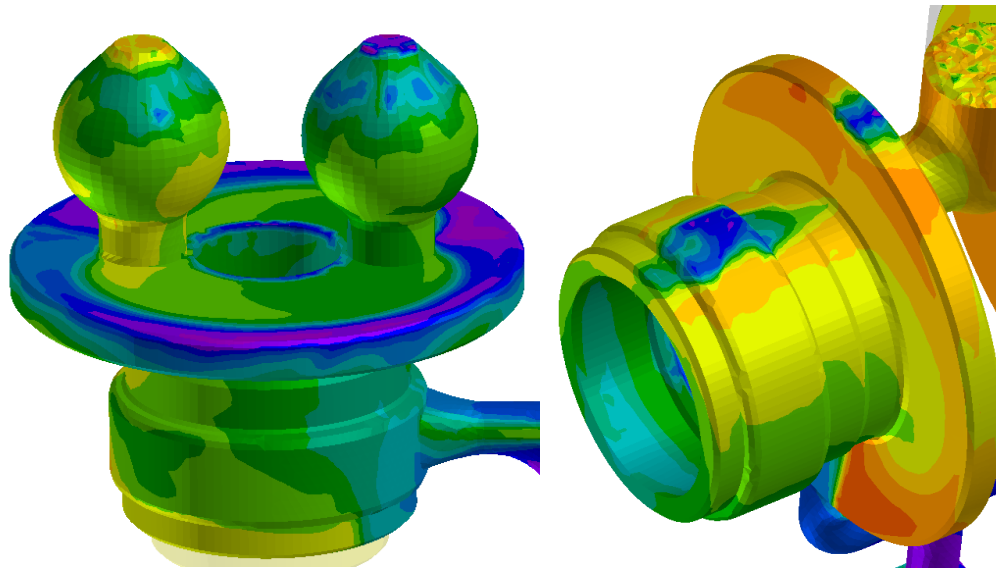


Figura 133 - Representação dos locais suscetíveis ao aparecimento de ar.

Como é possível verificar pela análise da Figura 133 as zonas de maior cota das peças, são as mais afetadas. Apesar da área afetada no *layout 2* ser tender a ser maior, facilmente através da sobreespessura da face afetada se elimina os eventuais problemas que possam surgir associados ao escape de gases, uma vez que esta face

irá ser posteriormente maquinada. Já no *layout 3*, a eliminação ou atenuação deste problema é mais complexa.

Outra vantagem do *layout 2* face ao *layout 3* relaciona-se com a flexão dos machos causada pela impulsão do metal líquido durante o preenchimento da moldação. De facto, a disposição horizontal da peça, aumenta a área sob o efeito de impulsão e consequentemente pode haver rotura ou deslocação dos machos.

Na Tabela 65 são apresentados os parâmetros mais importantes referentes ao sistema de gitagem de cada um dos *layouts* analisados.

Tabela 65 - Quadro resumo das principais propriedades dos sistemas de gitagem.

	<i>Layout 2</i>	<i>Layout 3</i>
<i>Velocidade nos ataques (m/s)</i>	0,365 a 0,487	0,485 a 0,606
<i>Velocidade crítica (m/s)</i>	1,826	1,819
<i>Localização da velocidade crítica</i>	Troço vertical do canal de distribuição	Troço vertical do canal de distribuição
<i>Tempo de enchimento máx. (s)</i>	16,66	15,54
<i>Temperatura média após vazam. (°C)<sup>5</sup></i>	674	642

Por forma a sintetizar as vantagens e desvantagens de um cada um dos *layouts* apresentados anteriormente, segue uma tabela na qual é efetuada uma análise quantitativa dos aspetos mais relevantes do processo de gitagem do fundido.

Tabela 66 – Quadro resumo em termos qualitativos dos sistemas de gitagem.

		<i>Layout 2</i>	<i>Layout 3</i>
<i>Gitagem</i>	Velocidade crítica	++	++
	Turbulência	++	+++
	União de fluxos	+++	+
	Simetria de temperaturas	+	+++
	Escape de gases	+++	+
	Flexão dos machos	+++	+

Onde:

- +++ - Muito bom
- ++ - Bom
- + - Satisfatório

Pela elevada semelhança que se verifica em ambas as soluções apresentadas, quer em termos de alimentação, quer em termos de gitagem, a escolha do melhor *layout*

<sup>5</sup> Foi considerado a temperatura registada em cerca de 50% da peça.

para implementação não é fácil e direta. Contudo, a união se fluxos que se verifica no *layout* 3, pode trazer novamente problemas de microporosidade nas peças, à semelhança do que acontece atualmente no processo convencional de fundição por gravidade. Assim, o *layout* 2 é aquele que se afigura mais vantajoso em termos gerais.

## 4.2 Rendimento

### 4.2.1 Rendimento metalúrgico

Um dos importantes métodos de avaliação de qualquer processo de fundição centra-se na determinação do rendimento metalúrgico. Assim na Tabela 67 são apresentados os rendimentos metalúrgicos de cada uma das soluções apresentadas nas secções anteriores.

Tabela 67 - Massa e rendimento metalúrgico das várias soluções.

<i>Layout</i>	<i>Massa total (kg)</i>	<i>Rendimento (%)</i>
<i>Gravidade<sup>6</sup></i>	40,08	50,32
<i>1</i>	22,83	73,9
<i>2</i>	23,75	71,0
<i>3</i>	20,47	82,4

Como se pode constatar pela análise da Tabela 67 caso se implemente o *layout* 3 é possível atingirem-se poupanças na ordem dos 32,08%, relativamente ao processo de fundição por gravidade atualmente em utilização para a obtenção do fundido em análise. Mesmo que se adote o pior cenário do ponto de vista de rendimento metalúrgico, ou seja, o *layout* 2 a poupança pode chegar a valores próximos de 20.68%.

Considerando o preço de 1,8 €/ Kg para a liga em estudo, valor obtido através de [93], podem-se obter poupanças na ordem dos 17,65 € por peça vazada. Caso se considere o valor de 2,29 €/ Kg, valor fornecido pela empresa no dia 25 de Junho de 2015, a poupança pode atingir valores na ordem dos 22,45 € por peça vazado.

Contudo, este valor de poupança não é linear na medida em que o metal resultante do corte dos gitos e alimentadores pode ser reaproveitado e por conseguinte possui valor monetário. Assim, importa conhecer qual o impacto de cada alternativa em termos de rendimento global, o que será feito de seguida.

### 4.2.2 Rendimento global

O rendimento global é em tudo equivalente ao rendimento metalúrgico mas tem em consideração os fundidos rejeitados por possuírem defeitos considerados intoleráveis em termos de qualidade.

<sup>6</sup> Foi considerado a massa real do conjunto fornecido pela empresa



Assim, o rendimento global pode ser calculado de acordo com a Equação (7) presente na secção 2.8.1. Para o efeito foi previsto um valor de rejeição para a baixa pressão de 5% face aos 20% atualmente associado ao processo de fundição por gravidade. Os rendimentos globais são apresentados na Tabela 68.

Tabela 68 - Rendimento global das várias soluções.

<i>Layout</i>	<i>Rendimento global (%)</i>
<i>Gravidade<sup>7</sup></i>	50,32 x 0,8 = 40,26
<i>1</i>	73,9 x 0,95 = 70,21
<i>2</i>	71,0 x 0,95 = 67,45
<i>3</i>	82,4 x 0,95 = 78,28

É possível verificar pela análise da Tabela 68 que adotando o *layout* 3 face à solução atual é possível uma melhoria na ordem dos 38,02%. Esta melhoria é especialmente importante não em termos do metal poupado a cada vazamento mas sobretudo em termos de capacidade instalada, uma vez que para a mesma capacidade instalada na empresa é possível produzir cerca de 38,02% mais peças sãs do que atualmente.

### 4.3 Tempos de desmoldagem

Relativamente a uma análise de cadência de produção é necessário ter em conta duas etapas fundamentais do processo de obtenção de um fundido, ou seja, o tempo de vazamento efetivo e o tempo total de desmoldagem, ou seja, o tempo após o qual é possível manipular as peças por estas já se encontrarem no estado sólido e suficiente frias.

Os dados relativos aos tempos de vazamento são apresentados na Tabela 69.

Tabela 69 - Tempos de vazamento.

<i>Layout</i>	<i>Tempo de vazamento (segundos)</i>
<i>Gravidade<sup>8</sup></i>	16 a 32
<i>2</i>	16,66
<i>3</i>	15,54

Como é possível verificar pela análise da Tabela 69, no processo de fundição por gravidade existe uma enorme variação entre os tempos de vazamento estabelecidos, na medida em que é muito complicado controlar o fluxo de enchimento da peça. De facto, se considerarmos o valor limite de 16 segundos, podemos incorrer em fenómenos de turbulência e consequentemente problemas de oxidação e de inclusões

<sup>7</sup> Foi considerado a massa real do conjunto fornecido pela empresa;

<sup>8</sup> Foi considerado para o efeito os tempos de vazamento fornecidos pela empresa;



de gases, que se traduzem em problemas na qualidade dos fundidos. No outro extremo temos o valor de 32 segundos que pretende minimizar problemas de turbulência, mas que pode ocorrer em problemas de solidificação prematura.

Por outro lado, a utilização de um sistema de baixa pressão, apesar de não trazer uma grande melhoria no que diz respeito ao tempo de vazamento, apresenta-se como uma solução na qual o enchimento é muito estável, como aliás já ficou demonstrado na secção 3.3.4.

Relativamente aos tempos de desmoldagem, para uma correta comparação entre todas as hipóteses, foi considerado como tempo total de desmoldagem, o tempo de solidificação no qual a peça se encontra a 538 °C. Este valor, apesar de não reproduzir exatamente a realidade, possibilita uma análise comparativa entre todas as soluções.

Na Tabela 70 são apresentados os valores dos tempos de ciclo, ou mais corretamente, tempos de solidificação, de cada uma das configurações.

Tabela 70 - Tempos de solidificação.

<i>Layout</i>	<i>Tempo de solidificação(segundos)</i>
<i>Gravidade</i>	1800
<i>1</i>	1198
<i>2</i>	1420
<i>3</i>	1475

Como é possível atestar pela Tabela 70, a utilização do *layout* 2 ou 3 pode permitir uma poupança temporal na ordem dos 7 minutos, ou seja, uma diminuição do tempo de abate de cerca de 22%.



## 5 CONCLUSÕES

---

Com a realização desta dissertação, e analisando os resultados presentes ao longo da mesma, é possível avançar com os seguintes conclusões:

- O processo de baixa pressão em areia, mais que uma alternativa aos processos convencionais de fundição por gravidade, é uma tecnologia avançada que permite a obtenção de fundidos de qualidade superior, na medida em que é possível um controlo mais refinado dos parâmetros de enchimento, minimizando problemas de inclusões de ar e filmes de óxidos associados a enchimentos turbulentos;
- A possibilidade de controlo de velocidades de enchimentos possibilita o vazamento segundo qualquer orientação, e ainda uma grande flexibilidade na afinação dos parâmetros de enchimento em função da geometria da peça;
- A baixa pressão é uma tecnologia particularmente interessante para vazamento de peças tubulares ao alto, dada a facilidade de controlo da velocidade de enchimento para os diferentes patamares da peça;
- Visto que a solução atualmente utilizada no processo de fundição por gravidade apresenta uma taxa de rejeição de 20%, devida essencialmente a microporosidade na zona superior da peça resultante da união de fluxos, a solução que primeiramente se deverá implementar e validar corresponde à ao *layout* 2, uma vez que não apresenta união de fluxos;
- A automatização do processo garante uma elevada reprodutibilidade das características do fundido;
- A baixa pressão permite aumentos consideráveis de rendimento metalúrgico face à fundição por gravidade, permitindo melhorias na ordem dos 30%, minimizando assim os custos associados à aquisição da referida tecnologia;
- Face a simplificação dos sistemas de gitagem e alimentação obtida pela tecnologia de baixa pressão, é possível uma redução do tempo de solidificação e consequente diminuição no tempo de abate das moldações;
- O programa de simulação numérica PROCAST prova ser uma ferramenta essencial no processo de desenvolvimento de qualquer processo de fundição, permitindo prever erros de projeto ainda numa fase inicial do mesmo, e ainda refinar o processo de forma mais expedita;

- Os sistemas de digitalização fotométrica 3D por sistema de luz estruturada são uma ferramenta de extrema importância no controle de fundidos, e respectivos sistemas de fixagem e alimentação, com geometrias complexas;

## 6 TRABALHOS FUTUROS

---

Existe uma pluralidade de estudos e tarefas que podem ser levados a cabo no sentido de aprofundar o conhecimento na tecnologia que foi abordada, assim como das restantes áreas de conhecimento adjacentes. Em seguida, encontram-se enumeradas algumas dessas tarefas de acordo com o tema em análise.

No que diz respeito à validação dos sistemas de alimentação, seria relevante realizar os seguintes trabalhos:

- Validar as previsões obtidas pela simulação numérica para a solução proposta através de vazamentos experimentais, e proceder ao corte de peças vazadas, no sentido de obter amostras para análises macro e micro estruturais, no sentido de determinar a localização e dimensão de rechupes e micro rechupes;
- Otimização dos alimentadores, através da sua redução, para o *layout* proposto, no sentido de aumentar o rendimento metalúrgico.

Em relação ao sistema de gitagem, seria interessante proceder aos seguintes ensaios:

- Utilização de uma moldação instrumentada com termopares para avaliar a progressão da frente de enchimento na sequência de enchimento, por forma a otimizar a curva de enchimento, bem como avaliar os fatores de perda de carga de cada canal utilizado;
- Otimização da curva de enchimento no sentido de minimizar o tempo de vazamento e abate.

No que diz respeito a operacionalização do equipamento disponível na empresa poderiam ser realizadas as seguintes tarefas:

- Criação de uma peça teste com o intuito de testar a capacidade de reprodução de espessuras mínimas com a tecnologia de baixa pressão em areia;
- Avaliação do processo de desgaseificação por rotor através de análise microestrutural, por forma a determinar a sua eficiência e compatibilidade com o processo de baixa pressão;
- Definição dos procedimentos de pré-vazamento para criar as condições necessárias a uma correta avaliação do processo de baixa pressão.



## 7 REFERÊNCIAS

---

- [1] Associação para o Desenvolvimento da Viticultura Duriense, «Relatório de Atividades e Contas», 2013.
- [2] M. D. E. Gestão e D. A. Qualidade, «Manual de gestão da qualidade.»
- [3] «FIRMAGO S.A.» Disponível em: <http://www.firmago.pt/about.php>. [Acedido: 23-Fev-2015].
- [4] «FIRMAGO S.A.» Disponível em: <http://www.firmago.pt/clients.php>. [Acedido: 23-Fev-2015].
- [5] J. M. G. de C. Ferreira, *Tecnologia da fundição*. Fundação Calouste Gulbenkian, 1999.
- [6] W. M. Rasmussen e A. F. Society, *Aluminum Casting Technology*. American Foundrymen's Society, 1993.
- [7] W. . Miller, L. Zhuang, J. Bottema, A. . Wittebrood, P. De Smet, A. Haszler, e A. Vieregge, «Recent development in aluminium alloys for the automotive industry», *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 280, n. 1, pp. 37–49, Mar. 2000.
- [8] Dr. A C Street, *The Diecasting Book*, 1st Ed. Portcullis Press Ltd, 1977.
- [9] «KURTZ GmbH | Examples of use.» Disponível em: <http://www.kurtz-services.com/aluminum-casting-en.html>. [Acedido: 24-Fev-2015].
- [10] D. S. Klan, «Low-Pressure Sand Casting of Vehicle Components», *ATZproduktion Worldw.*, vol. 1, n. 2, pp. 32–34.
- [11] A. P. D. Mesquita, *Tecnologia da fundição de ligas de alumínio*. Lisboa: I. N. I. I., 1971.
- [12] J. Campbell, *Complete Casting Handbook*. Elsevier, 2011.
- [13] «Low Pressure Casting Model.» Disponível em: [http://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/f/fc/Low\\_pressure\\_casting\\_model\\_N.PNG](http://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/f/fc/Low_pressure_casting_model_N.PNG). [Acedido: 08-Abr-2015].

- [14] J. Kuo, F. Hsu, e W. Hwang, «Development of an interactive simulation system for the determination of the pressure–time relationship during the filling in a low pressure casting process», *Sci. Technol. Adv. Mater.* 2, vol. 2, pp. 131–145, 2001.
- [15] A. Srinivasan, U. T. S. Pillai, V. John, e B. C. Pai, «LOW-PRESSURE CASTING OF LM25 (Al-7Si-0.3 Mg) ALUMINIUM ALLOY», *Mater. Manuf. Process.*, vol. 20, n. February 2005, pp. 221–230, 2005.
- [16] P. Melo, «Enchimento e solidificação de peças em ligas de cobre obtidas por baixa pressão», FEUP, 2014.
- [17] B. Cantor e K. O'Reilly, *Solidification and Casting*: CRC Press, 2002.
- [18] D. A. Eiser, D. M. Marques, R. L. Tfsi, e R. L. Mpi, «THE NEW FIVE-CYLINDER 2.5 L TFSI ENGINE FOR THE AUDI TT RS», *MTZ worldwide*, pp. 4–13, Mai-2010.
- [19] I. Bernd e F. Porsche, «The New V10 Power Train in the Porsche Carrera GT», *ATZ AutoTechnology*, pp. 60–64, 2004.
- [20] M. Thiel, M. Edler, U. Romeike, e A. Schulte, «The Pedal System for the VW Golf and the VW Touran», *ATZ Worldwide*, vol. 106, pp. 14–16, Jun-2004.
- [21] «FILL - Rotacast Low Pressure.» Disponível em: <http://www.fill.co.at/en/automotive/foundry-technology/casting/casting-machines/rotacast-low-pressure/features/1139p334i10.html>. [Acedido: 08-Mai-2015].
- [22] T. J. Madigan e V. Edelbrock, *The Chevrolet Small-Block Bible: How to Choose, Buy and Build the Ultimate Small-Block from Generation I to Today's LS*. Motorbooks, 2012.
- [23] J. Campbell e R. a Harding, «Introduction to Casting Technology», *TALAT Lect. 3201*, 1994.
- [24] B. Level e R. a Harding, «3202 The Liquid Metal», 1994.
- [25] J. R. Brown, *Foseco Non-Ferrous Foundryman's Handbook*. Elsevier, 1999.
- [26] J. Beddoes, *Principles of Metal Manufacturing Processes*. Elsevier Science, 1999.
- [27] I. Milne, R. O. Ritchie, e B. L. Karihaloo, *Comprehensive Structural Integrity*, n. vol. 1. Elsevier Science, 2003.
- [28] P. R. Beeley, *Foundry Technology*. 2001.
- [29] E. P. DeGarmo, J. T. Black, e R. a. Kohser, *DeGarmo's Materials and Processes in Manufacturing*. 2011.



- [30] «KURTZ GmbH | Examples of use | Aluminum casting.» Disponível em: <http://www.kurtz-services.com/art-v8-motor-block-with-bottom-339-218.html>. [Acedido: 05-Mar-2015].
- [31] Prof. António Barbedo de Magalhães, «Apontamentos - Introdução à Fundição», 2009.
- [32] «World Atlas of Sands » Blog Archive » Shape of sand grains.» Disponível em: <http://www.sand-atlas.com/en/shape-of-sand-grains/>. [Acedido: 23-Mar-2015].
- [33] *Annual Book of ASTM Standards. Vol. 15.01: Refractories, Activated Carbon, Advanced Ceramics*. ASTM International, 2004.
- [34] I. Martínez, «Properties of solids», 2000.
- [35] K. Kubo e R. D. Pehlke, «Heat and moisture transfer in sand molds containing water», *Metall. Trans. B*, vol. 17, n. 4, pp. 903–911, Dez. 1986.
- [36] Y. A. Çengel e A. J. Ghajar, *Transferência de Calor e Massa*. McGraw Hill Brasil, 2012.
- [37] J. Campbell, *Castings Practice: The Ten Rules of Castings*. Elsevier Science, 2004.
- [38] O. Hayes, *Economic Geology*, vol. XXIV. 1929.
- [39] D. L. Perry e S. L. Phillips, «Handbook of Inorganic Compounds», pp. 127–128, 1995.
- [40] A. S. M. D. M. Stefanescu, *ASM Handbook: Volume 15: Casting*, 9.<sup>a</sup> ed. ASM International, 1988.
- [41] F. F. Middleton, J.M.; Bownes, *Br. Foundrym*. 1963.
- [42] E. L. Kotzin, «Foundry sands: Silica sand and nonsilica minerals», em *Concise Encyclopedia of Mineral Resources*, N. Carr, D.D.; Herz, Ed. Oxford: Pergamon Press, 1989, pp. 127–131.
- [43] H.-P. Boehm, «The Chemistry of Silica. Solubility, Polymerization, Colloid and Surface Properties, and Biochemistry.», *Angew. Chemie*, vol. 92, n. 4, p. 328, 1980.
- [44] S. T. Krukowski e B. Sands, «Foundry Sands», *Development*, pp. 1433–1440.
- [45] B. B. W. Jaskula, «2012 Minerals Yearbook», *Usgs*, n. September, 2013.
- [46] C. Klein e B. Dutrow, *The 23rd edition of the manual of mineral science: (after James D. Dana)*. 2008.
- [47] S. Otarawanna e A. K. Dahle, *Fundamentals of Aluminium Metallurgy*. Elsevier, 2011.

- [48] D. S. M. G.E. Trotten, *Handbook of Aluminum*. 2003.
- [49] F. Wöhler, «Über das Aluminium», *Ann. Phys.*, vol. 11, pp. 146 – 161, 1827.
- [50] J. W. Richards, *Aluminium: Its History, Occurrence, Properties, Metallurgy and Applications, Including Its Alloys*, 3rd ed. Philadelphia and London, 1896.
- [51] U.S. Geological Survey, «Mineral Commodity Summaries», vol. 1, n. 703, pp. 2013–2014, 2014.
- [52] A. R. Burkin, *Production of aluminium and alumina, Volume 20*. Published on behalf of the Society of Chemical Industry by J. Wiley, 1987.
- [53] Hatch J.E., «Aluminum Properties and Physical Metallurgy», *ASM, Ohio, US*, 1984.
- [54] J. R. Davis, J. R. D. Associates, e A. S. M. I. H. Committee, *Aluminum and Aluminum Alloys*. ASM International, 1993.
- [55] *ANSI H35.1 American national standard alloy and temper designation systems for aluminum (U.S. & Metric Units)*. Aluminum Association, 2004.
- [56] R. S. Rana, R. Purohit, e S. Das, «Reviews on the Influences of Alloying elements on the Microstructure and Mechanical Properties of Aluminum Alloys and Aluminum Alloy Composites», *Int. J. Sci. Res. Publ.*, vol. 2, n. 6, pp. 1–7, 2012.
- [57] J. G. Kaufman e E. L. Rooy, *Castings Properties, Processes, and Applications*. 2004.
- [58] J. A. Taylor, «The Effect of Iron in Al-Si Casting Alloys», The University of Queensland, Brisbane, Australia.
- [59] N. Saheb, T. Laoui, a. R. Daud, M. Harun, S. Radiman, e R. Yahaya, «Influence of Ti addition on wear properties of Al-Si eutectic alloys», *Wear*, vol. 249, n. 8, pp. 656–662, 2001.
- [60] S. Aluminium e S. N. P. En, «Alumínio e ligas de alumínio lingotes de ligas de alumínio para refusão especificações NP EN 1676: 2010 », p. 13 p–13 p SO – Versão portuguesa da EN 1676:1996, 2010.
- [61] P. Foundry, «AlSi7Mg0.3.» Disponível em: <http://www.hydro.com/upload/Documents/Products/AlSi7Mg03.pdf>. [Acedido: 26-Mar-2015].
- [62] S. Kumari e R. M. Pillai, «Influence of Alloying Additions on The Strucutre and Properties of Al-7Si-O . 3Mg Alloy», *Ph.D. Thesis*, n. April, 2006.
- [63] J. Murray e A. McAlister, «The Al-Si (Aluminum-Silicon) System», *Bull. Alloy Phase Diagrams*, vol. 5, n. 1, pp. 74–84, 1984.

- [64] L. F. (Lucio F. . Mondolfo, *Aluminum alloys : structure and properties / L. F. Mondolfo*. London ; Boston: Butterworths, 1976.
- [65] M. Warmuzek, *Aluminum-silicon Casting Alloys: An Atlas of Microfractographs*. ASM International, 2004.
- [66] K. Villars, P.;Okamoto, H.; Cenzual, Ed., «Aluminum-Silicon Binary Alloy Phase Diagram (based on 1995 Udovskii A.L.)», em *ASM Alloy Phase Diagrams Center*, 2007.
- [67] «Analysis of casting defects » A. F. S. , Des Plaines, Illinois , p. V, 140 p.–V, 140 p.
- [68] R. J. de L. Neto, «Estudo das ligas de alumínio tipo Al Si7 Mg AS7G análise térmica e modificação com estrôncio » [s. n.] , Porto , p. 221 p.–221 p., 1987.
- [69] R. Duarte, «Desenvolvimento do processo de fundição por baixa pressão para a obtenção de puxadores em ligas de alumínio», FEUP, 2014.
- [70] B. Oliveira, «Criação de um sistema de alimentação e gitagem em ferro fundido nodular , para moldação com linha de apartação vertical», FEUP, 2013.
- [71] P. Larsen, «Iron Melt Flow in Thin Walled Sections Cast in Vertically Parted Green Sand Moulds.»
- [72] A. S. M. International, *Casting Design and Performance*. ASM International, 2009.
- [73] P. Balachandran, *Engineering Fluid Mechanics*. PHI Learning, 2012.
- [74] D. Stefanescu, *Science and Engineering of Casting Solidification, Second Edition*. Springer US, 2010.
- [75] J. Campbell, *Castings*. Elsevier Science, 2003.
- [76] N. Tiedje e P. Larsen, «Investigation of the Stability of Melt Flow in Gating Systems», *Metall. Mater. Trans. B*, vol. 42, n. 1, pp. 189–201, 2011.
- [77] S.-G. Liu, F.-Y. Cao, X.-Y. Zhao, Y.-D. Jia, Z.-L. Ning, e J.-F. Sun, «Characteristics of mold filling and entrainment of oxide film in low pressure casting of A356 alloy», *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 626, pp. 159–164, Fev. 2015.
- [78] P. L. Jain, *Principles of Foundry Technology*. McGraw-Hill Education, 2003.
- [79] S. Chastain, *Metal Casting: A Sand Casting Manual for the Small Foundry*, n. vol. 2. Steve Chastain, 2004.
- [80] L. Zhang e L. Li, «Determination of heat transfer coefficients at metal/chill interface in the casting solidification process», *Heat Mass Transf.*, vol. 49, n. 8, pp. 1071–1080, 2013.

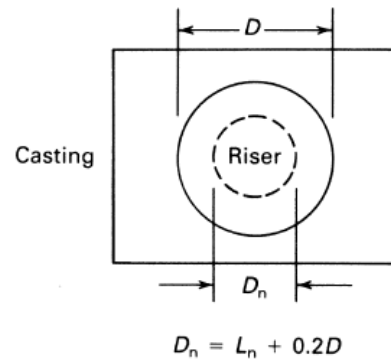
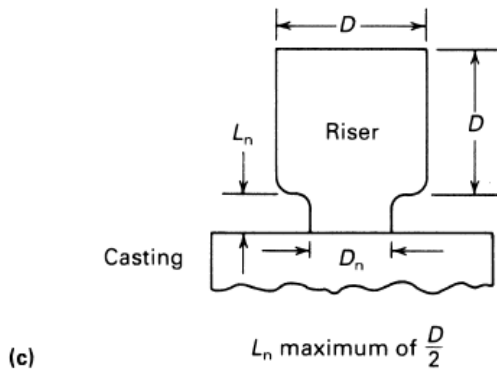
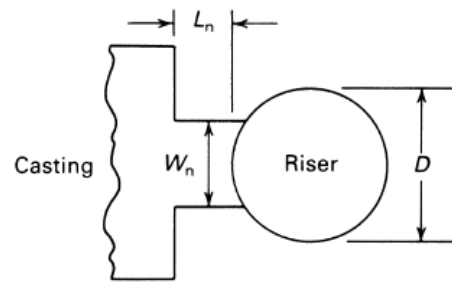
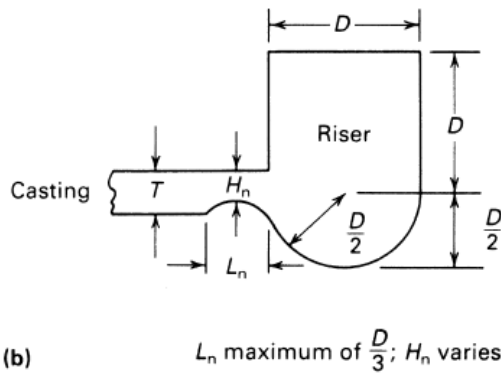
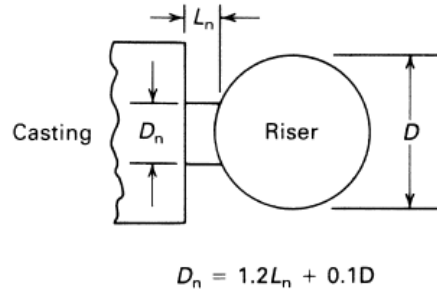
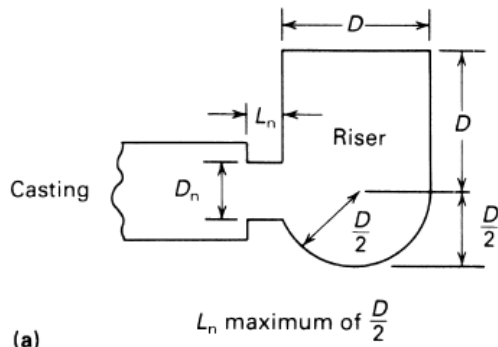
- [81] T. A. Burns, *The Foseco Foundryman's Handbook: Facts, Figures and Formulae*. Elsevier Science, 2013.
- [82] A. Dias, «Simulação de processos tecnológicos», 2014.
- [83] O. C. Zienkiewicz, R. L. Taylor, e J. Z. Zhu, *The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals: Its Basis and Fundamentals*. Elsevier Science, 2013.
- [84] B. Ravi, «Casting Simulation - Best Practices», p. 11, 2010.
- [85] V. S. Gondkar e K. H. Inamdar, «Optimization of Casting Process Parameters through Simulation», vol. 3, n. 6, pp. 276–283, 2014.
- [86] «Iron casting, steel, aluminum, and more - SOLIDCast.» Disponível em: <http://www.finite.solutions/iron-casting-steel-aluminum-and-more-solidcast/>. [Acedido: 20-Abr-2015].
- [87] «MAGMA5 - Metalcasting. Understanding. Robustness. Profitability.» Disponível em: [http://www.magma5.com/en/solutions/MAGMA\\_5.html](http://www.magma5.com/en/solutions/MAGMA_5.html). [Acedido: 20-Abr-2015].
- [88] «AutoCAST (3D Foundry Tech, Mumbai, INDIA).» Disponível em: <http://www.autocast.co.in/software.html>. [Acedido: 20-Abr-2015].
- [89] «ProCAST - QuikCAST | ESI Group - Virtual Product Engineering software and services.» Disponível em: <https://www.esi-group.com/software-services/virtual-manufacturing/casting/procast-quikcast>. [Acedido: 20-Abr-2015].
- [90] K. D. Carlson e C. Beckermann, «Prediction of shrinkage pore volume fraction using a dimensionless Niyama criterion», *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater. Sci.*, vol. 40, n. 1, pp. 163–175, 2009.
- [91] Francisco Faria Ricca de Ancede Torres, «Otimização do processo de obtenção de peças em aluminetos de titânio por fundição de precisão», FEUP, 2014.
- [92] A. Meneghini e L. Tomesani, «Chill material and size effects on HTC evolution in sand casting of aluminum alloys», *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 162–163, pp. 534–539, Mai. 2005.
- [93] Granta Design Limited, «CES Edupack 2015.» 2015.

## 8 ANEXOS

---



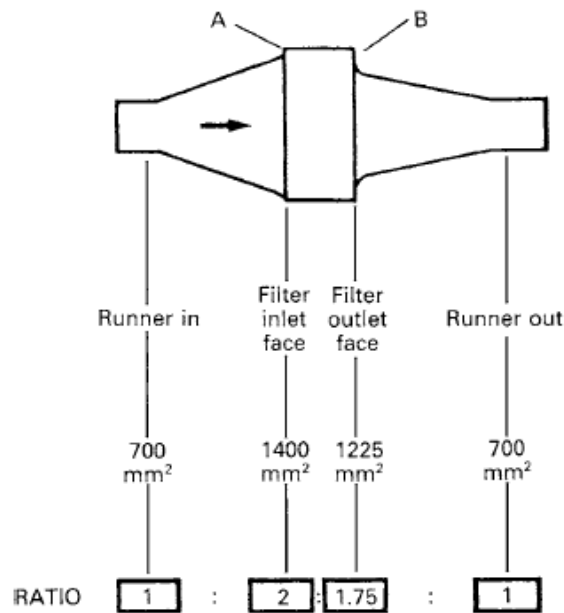
## ANEXO A: Geometria e dimensões dos alimentadores



Riser type	Characteristic values	Riser type	Characteristic values
	$V_r = 0.785D^3$ $= 1.69M_r^3$ $M_r = 0.1667D$ $D = 6M_r = H$		$V_r = 1.18D^3$ $= 179M_r^3$ $M_r = 0.187D$ $D = 5.35M_r$ $H = 8.02M_r$
	$V_r = 1.605a^3$ $= 181.5M_r^3$ $M_r = 0.207a$ $a = 4.84M_r$ $b = 7.25M_r$ $H = 6.05M_r$		$V_r = 2.4a^3$ $= 189M_r^3$ $M_r = 0.233a$ $a = 4.29M_r$ $b = 6.43M_r$ $H = 8.03M_r$
	$V_r = 2.67a^3$ $= 200M_r^3$ $M_r = 0.237a$ $a = 4.22M_r$ $b = 8.45M_r$ $H = 6.32M_r$		$V_r = 4.01a^3$ $= 211M_r^3$ $M_r = 0.267a$ $a = 3.75M_r$ $b = 7.5M_r$ $H = 8.42M_r$
	$V_r = 0.533D^3$ $= 115M_r^3$ $M_r = 0.1667D$ $D = 6M_r$ $d = 0.61D$ $= 3.66M_r$		$V_r = 0.261D^3$ $= 196M_r^3$ $M_r = 0.11D$ $D = 9.1M_r$ $d = 0.4D$ $= 3.64M_r$
	$V_r = 1.04D^3$ $= 156M_r^3$ $M_r = 0.189D$ $D = 5.3M_r$ $H = 7.94M_r$		$V_r = 1.318D^3$ $= 143M_r^3$ $M_r = 0.21D$ $D = 4.76M_r$ $H = 9.52M_r$



## ANEXO B: Gama de filtros *SIVEX FC* disponíveis



**Figure 8.5** Runner and filter dimensions for *SIVEX FC* ceramic foam filters for aluminium castings.

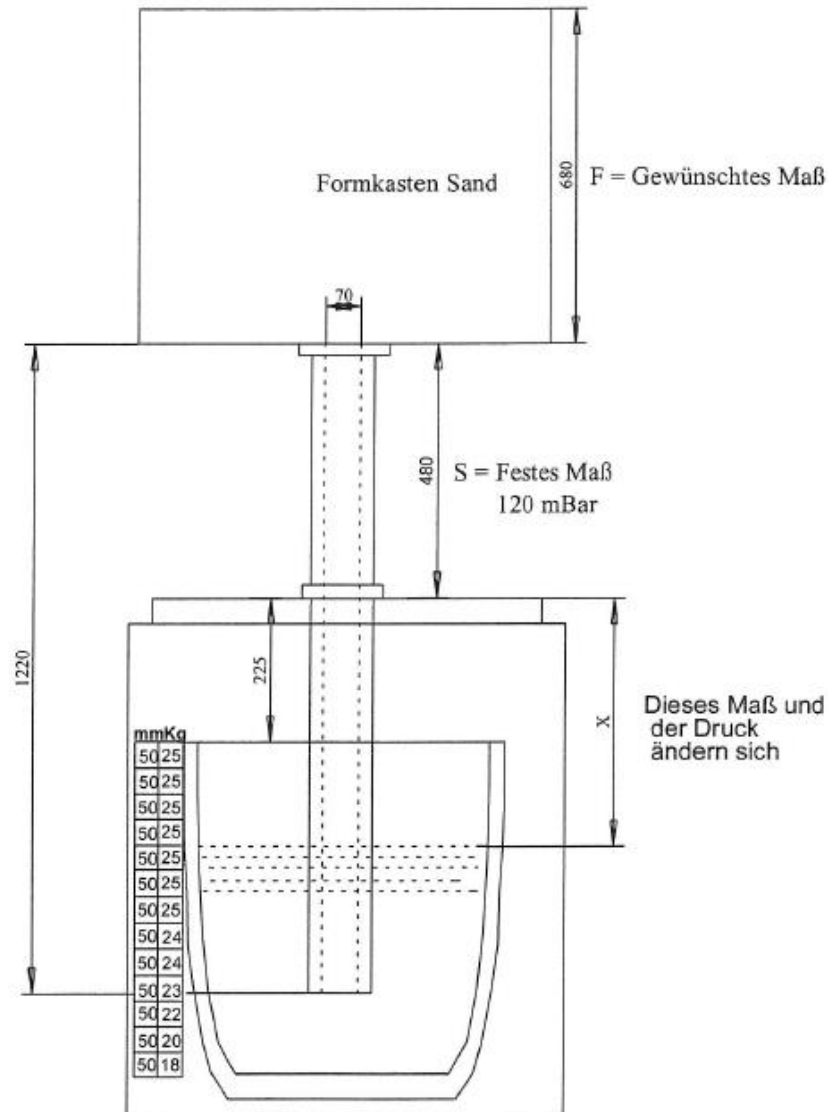
**Table 8.1** *SIVEX FC* filter sizes and recommended print sizes (available in 10 and 20 ppi)

Filter size (mm)	Filter area (mm <sup>2</sup> )	Recommended print on Entrance "A" (mm)	Recommended print on Exit "B" (mm)	Largest runner bar area (mm <sup>2</sup> )
30 × 30	1500	3	5	750
35 × 35	1225	3	5	613
50 × 50	2500	3	5	1250
50 × 75	3750	3	5	1875
50 × 100	5000	3	6.5	2500
75 × 75	5625	3	8	2813
25 dia.	491	3	3.5	246
30 dia.	707	3	3.5	354
40 dia.	1257	3	5	629
45 dia.	1590	3	5	795
50 dia.	1964	3	5	982
55 dia.	2376	3	5	1188



## ANEXO C: Cotas referentes ao equipamento

- 28 -



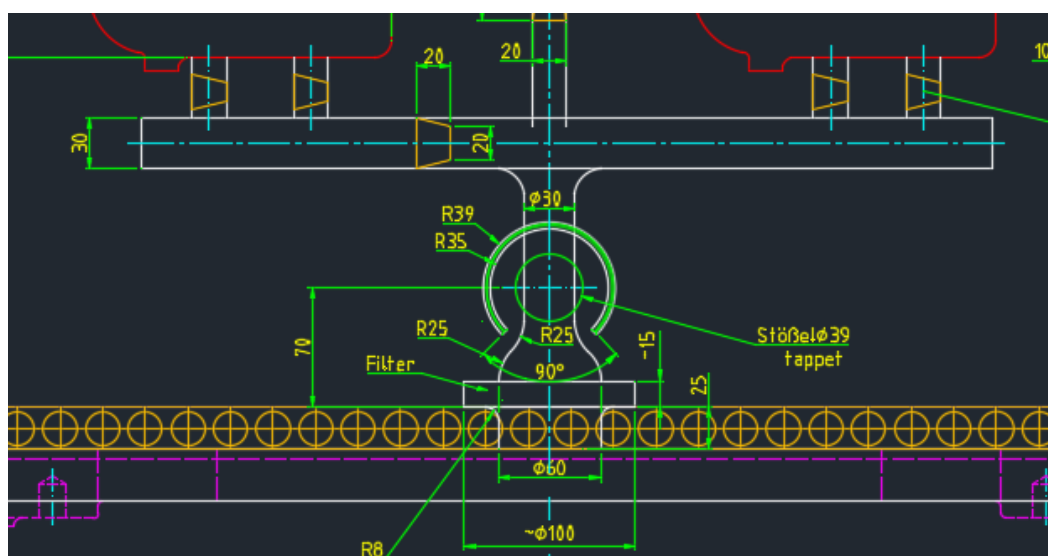
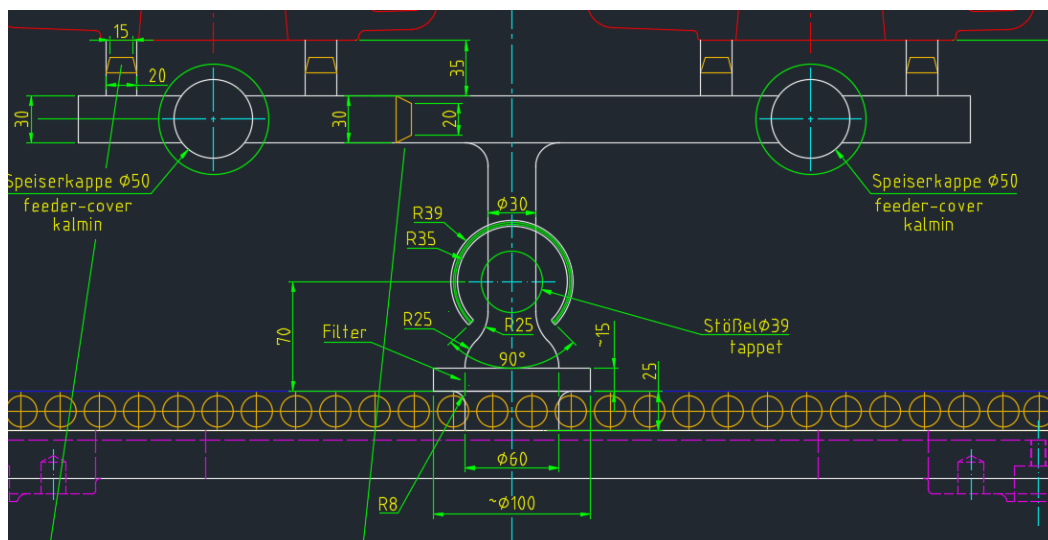
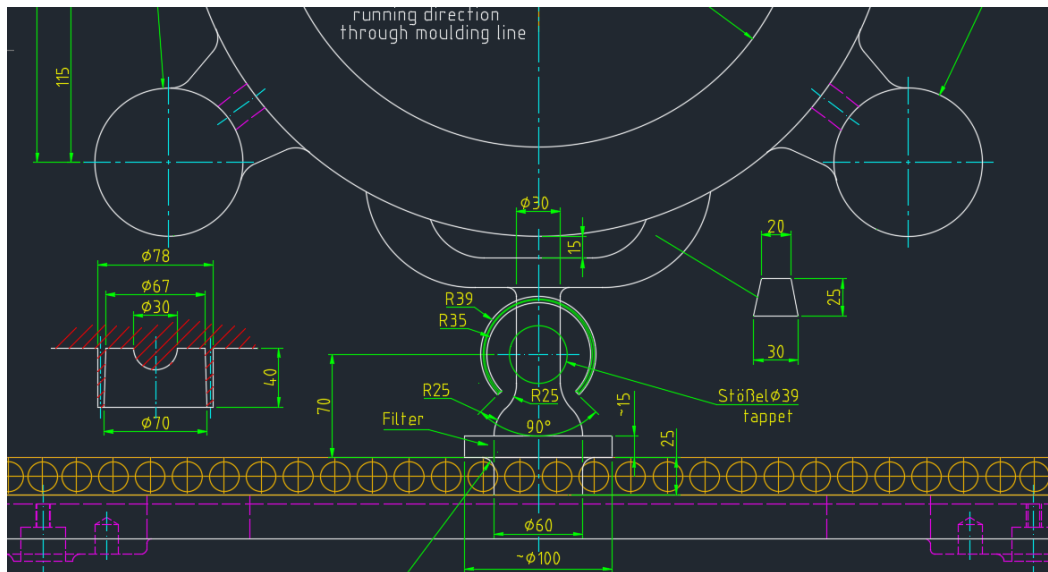
Das Maß X wird gemessen vom Ofendeckel bis Metallbadspiegel plus der zu berechnenden Metallabnahme für den Abguß.

$$\frac{F+S+X}{4} = \text{Millibar}$$

Gießhöhe im Formkasten + Steigrohrhöhe + Metallbadhöhe X = Gesamte Höhe  
Gesamte Höhe geteilt durch 4 = mbar ( ohne Vordruck ).



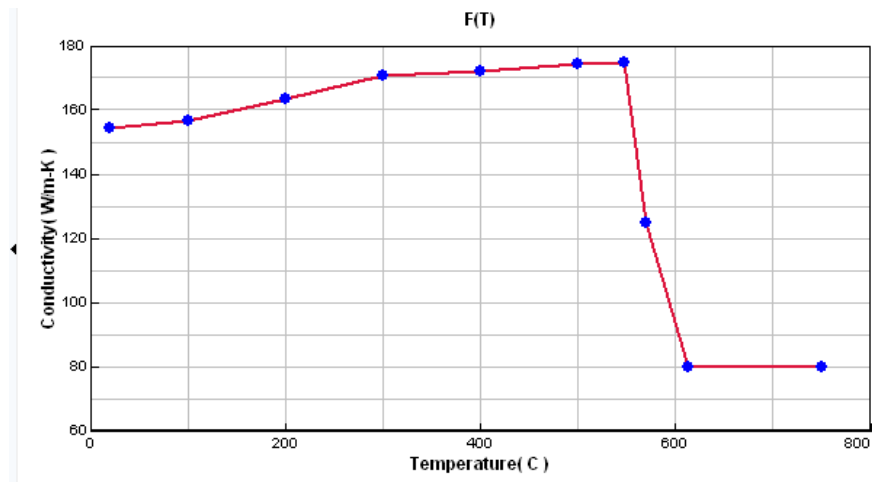
## ANEXO D: Sistemas de gitagem de exemplo



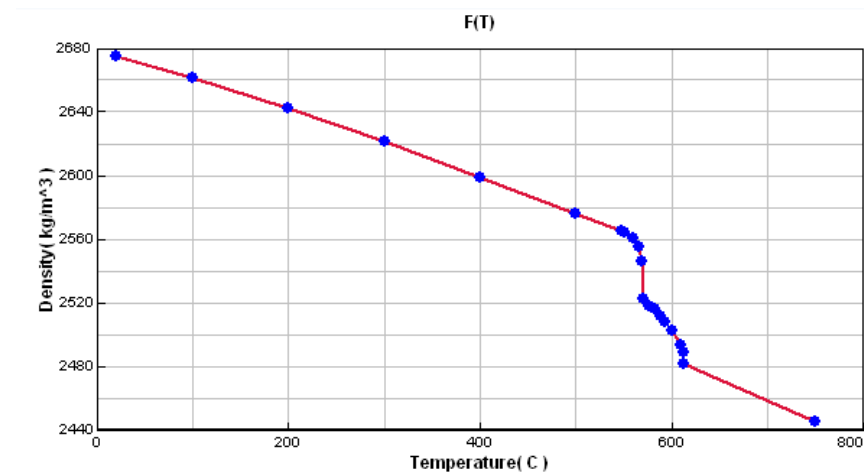


## ANEXO E: Propriedades físicas da liga AlSi7Mg0,3

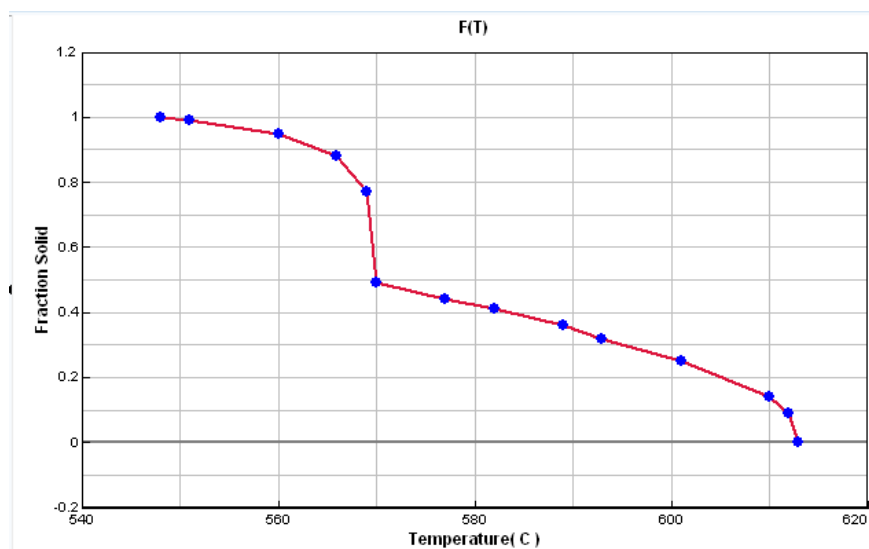
Condutividade (w/mK):



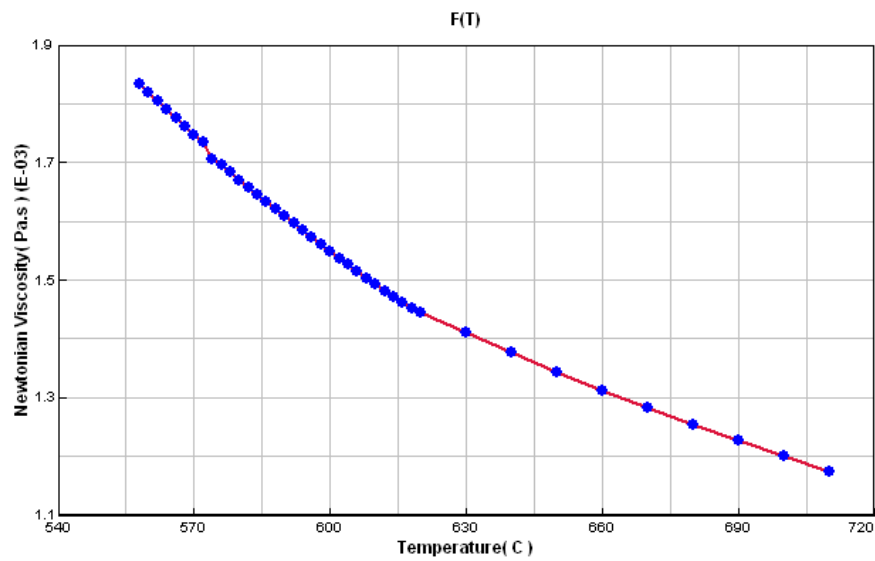
Massa específica (kg/m³):



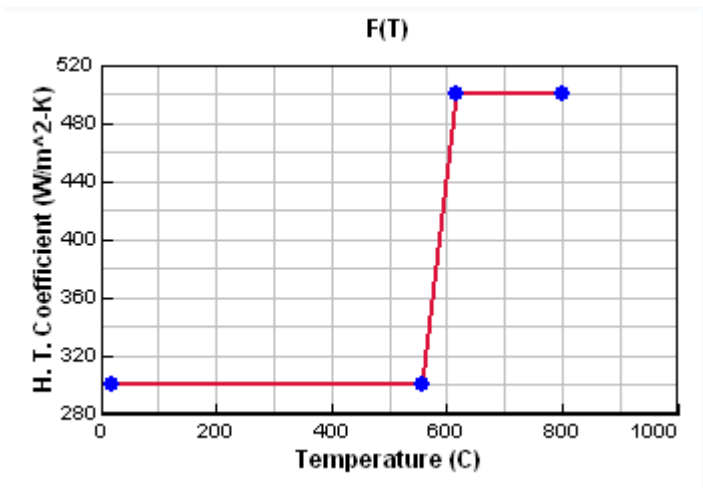
Fração Sólida:



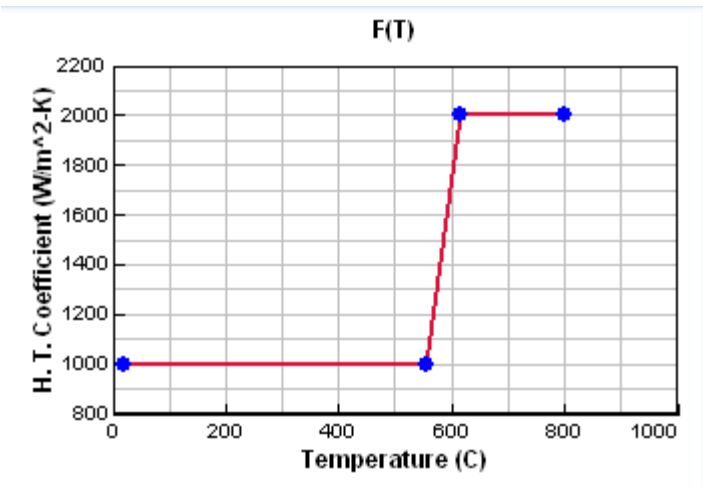
Viscosidade (Pa.s):



Coeficiente de transferência de calor da interface AlSi7Mg0.3- SilicaSand (W/m²K):



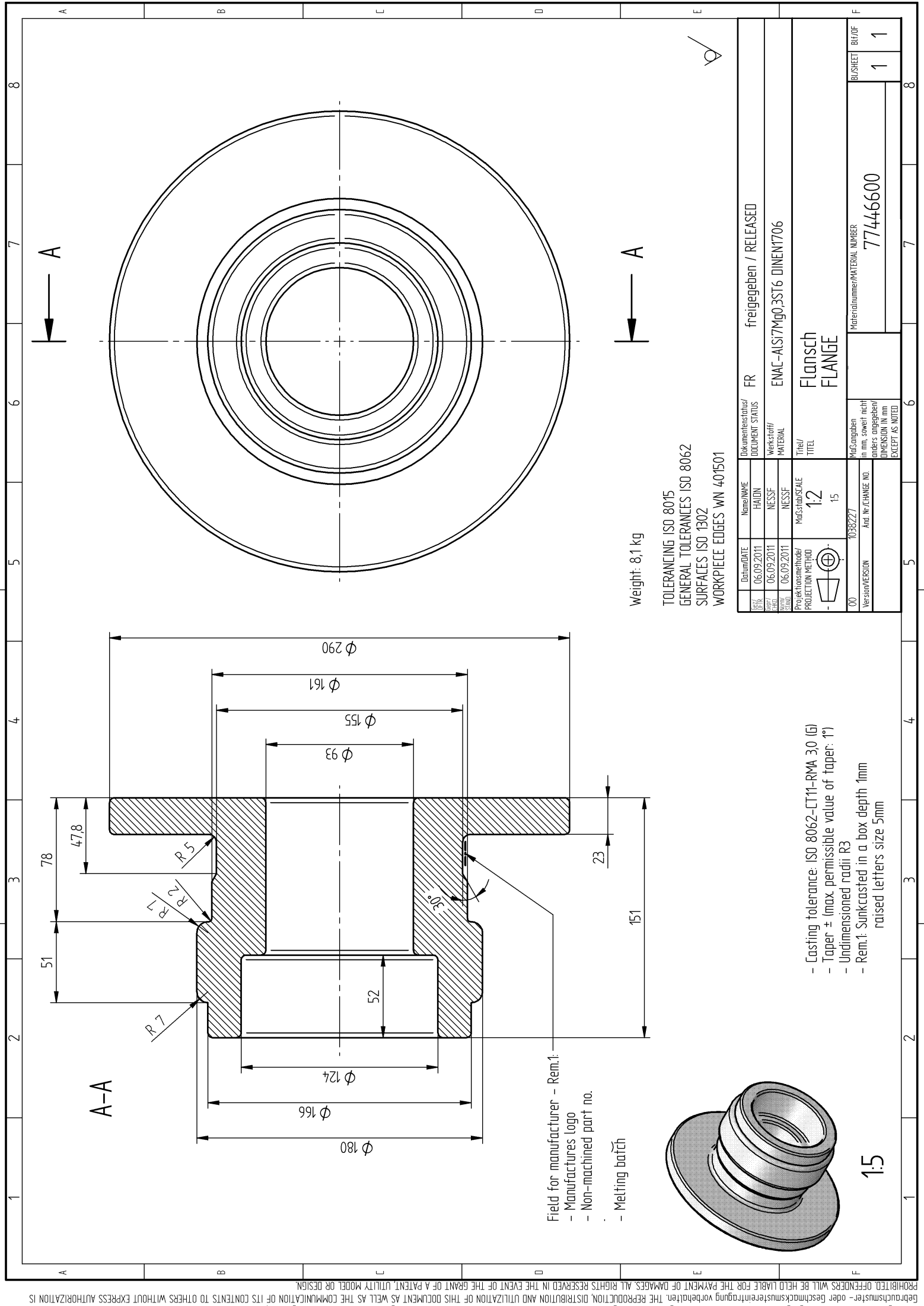
Coeficiente de transferência de calor da interface AlSi7Mg0.3- H13 (W/m²K):





## ANEXO F: Desenho técnico da peça em análise





Weight: 8,1 kg

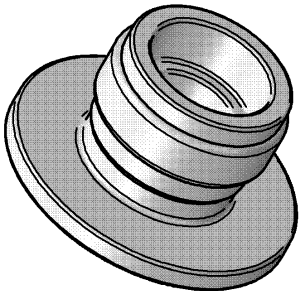
TOLERANCING ISO 8015  
GENERAL TOLERANCES ISO 8062  
SURFACES ISO 1302  
WORKPIECE EDGES WN 40/501



Datum/DATE		Name/NAME		Dokumentenstatus/ DOCUMENT STATUS		FR		freigegeben / RELEASED	
06.09.2011		HAIDN		Werkstoff/ MATERIAL		ENAC-ALSi7Mg0,3ST6		DINEN1706	
06.09.2011		NESSF		Maßstab/SCALE		1:2		Flansch FLANGE	
06.09.2011		NESSF		Projektionsmethode/ PROJECTION METHOD		15			
00		1038227		Maßangaben in mm, soweit nicht anders angegeben/ DIMENSION IN mm		Materialnummer/MATERIAL NUMBER		BUS SHEET	
Version/VERSION		Änd. Nr./CHANGE NO.		EXCEPT AS NOTED		777446600		1	
								1	

- Casting tolerance: ISO 8062-CT11-RMA 3,0 (G)
- Taper ± (max. permissible value of taper: 1°)
- Undimensioned radii R3
- Rem.1: Sunkcasted in a box depth 1mm  
raised letters size 5mm

- Field for manufacturer - Rem.1:
- Manufactures logo
  - Non-machined part no.
  - Melting batch

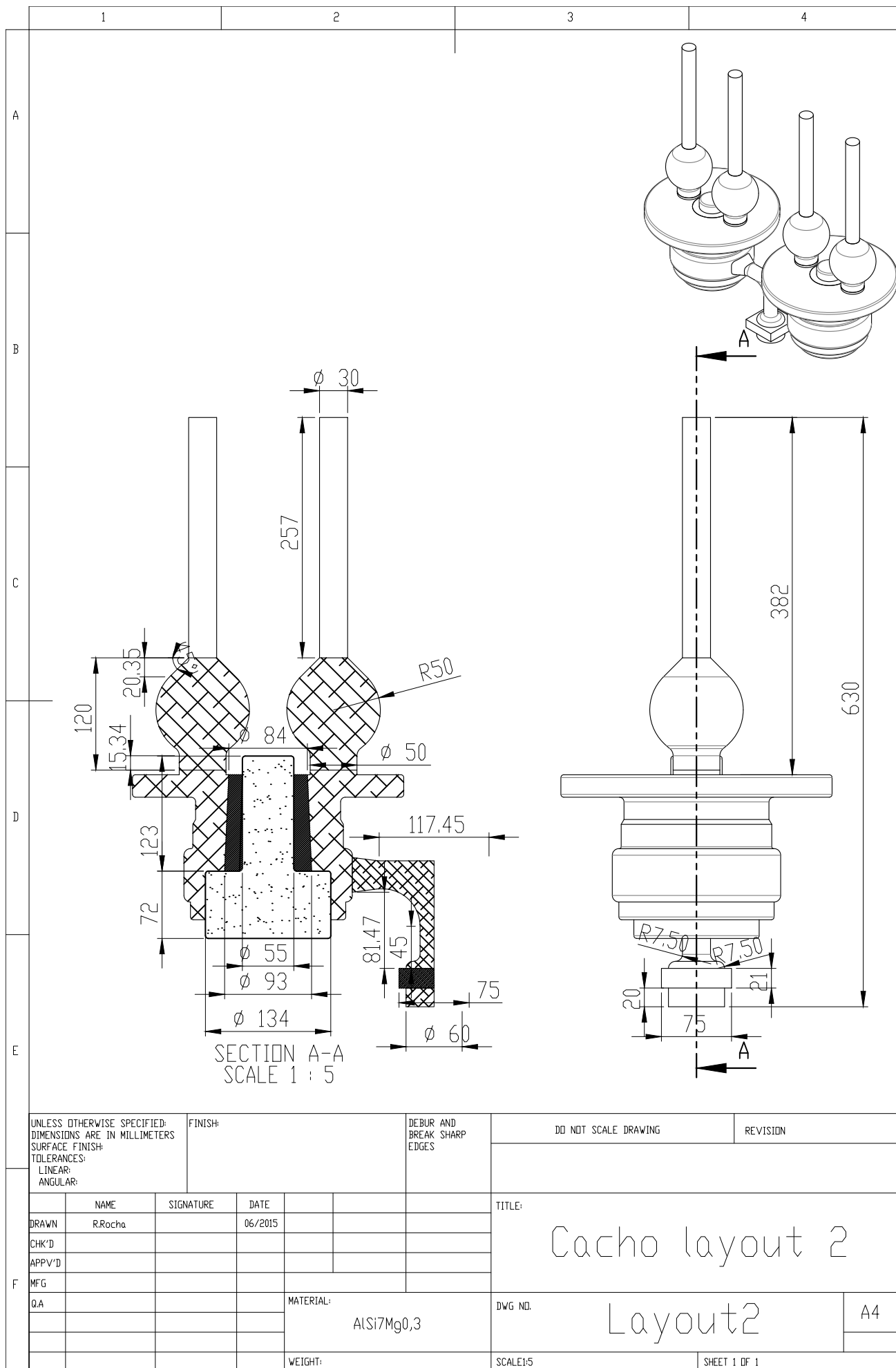


1:5



## ANEXO G: Desenho técnico do *layout* 2



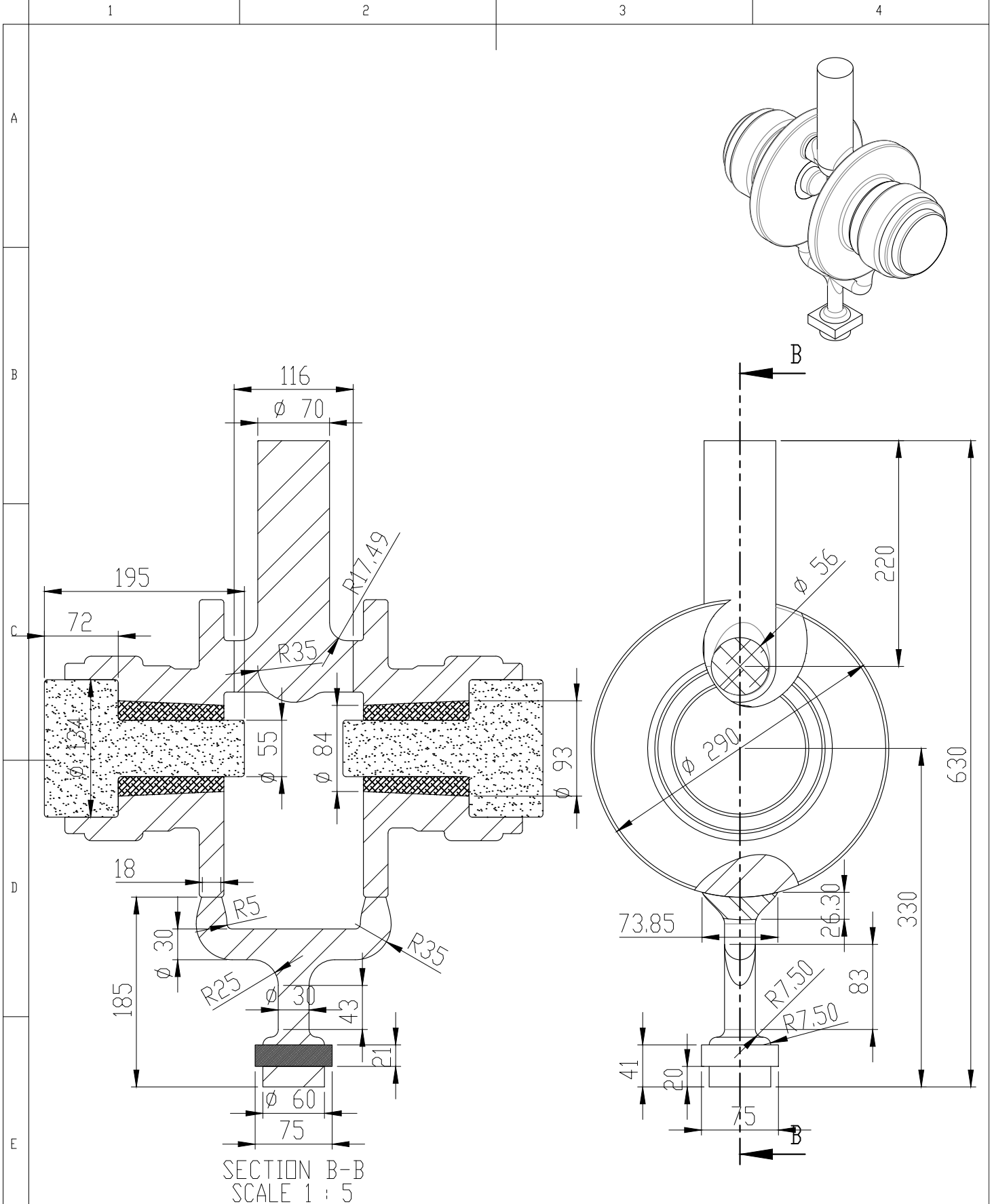






## ANEXO H: Desenho técnico do *layout* 3





UNLESS OTHERWISE SPECIFIED: DIMENSIONS ARE IN MILLIMETERS SURFACE FINISH: TOLERANCES: LINEAR: ANGULAR:							FINISH:		DEBUR AND BREAK SHARP EDGES		DO NOT SCALE DRAWING		REVISION	
F		NAME	SIGNATURE	DATE				TITLE:  Cacho layout 3						
	DRAWN	R.Rocha		06/2015										
	CHK'D													
	APPV'D													
	MFG							DWG NO.      Layout 3      A4						
	Q.A				MATERIAL:									
					AlSi7Mg0,3			SCALE:1:5      SHEET 1 OF 1						
					WEIGHT:									



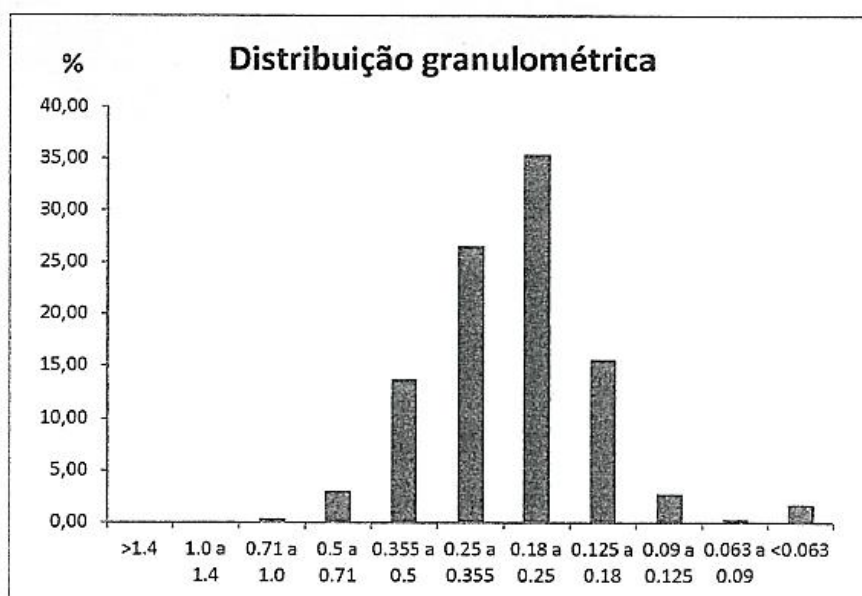
## ANEXO I: Análise ao ensaio de uma areia

No que diz respeito a granulometria da areia, o ensaio revelou os seguintes dados, que se encontram referidos na Tabela seguinte.

Dados de granulometria do ensaio

<i>Índice granulométrico AFS (f)</i>	60
<i>Distribuição</i>	4
<i>Granulometria média (GM)</i>	40
<i>Grau de uniformidade (GU)</i>	51,09

Relativamente a distribuição granulométrica, a areia ensaiada apresenta curva característica ilustrada na Figura seguinte.



Distribuição granulométrica da areia ensaiada

Atendendo apenas aos dados granulométricos, a areia ensaiada é uma areia fina, o que possibilita uma boa qualidade superficial do fundido, e com uma distribuição relativamente ampla em forma de “sino”, o que vai de encontro ao pretendido.

Relativamente a composição da areia esta apresenta as características reunidas na Tabela seguinte.

Composição da areia ensaiada

<i>Composição da areia</i>	%
<i>Bentonite Activa</i>	10,1
<i>Teor em argila</i>	12,3

De acordo com a Figura 18 presente na secção 2.4.4, é possível verificar que a areia ensaiada possui a quantidade de ligante que garante o maior valor de resistência em “verde”.

Relativamente as propriedades físicas a areia ensaiada possui as seguintes propriedades reunidas na Tabela seguinte.

Propriedades físicas da areia ensaiada

<i>Propriedades físicas</i>	
<i>Teor em água</i>	3,1
<i>Resistência à compressão (KPa)</i>	212,8
<i>Resistência ao corte (KPa)</i>	57,9
<i>Permeabilidade</i>	180
<i>Compatibilidade</i>	38

Relativamente ao valor da permeabilidade, comparando com os valores presentes na Tabela 4 presente na secção 2.4.3.5, o valor de permeabilidade da areia ensaiada aponta para uma areia aglomerada porosa com um teor de ligante compreendido entre 5 a 8%. Contudo, a areia do ensaio possui um teor de ligante superior, na ordem dos 12,1%. Este valor de ligante associado a este valor de permeabilidade aponta no sentido da areia ensaiada possuir uma forma mais angular aumentando assim o valor de permeabilidade.

Relativamente ao valor de resistência à compressão determinado de 212,8 kPa, este valor está de acordo com o valor esperado face a quantidade de ligante e humidade presente na amostra, como aliás se pode constatar pela informação recolhida no estado de arte, e ilustrada na Figura 24 (b), na secção 2.4.7. De salientar que este valor de resistência em “verde” é um valor bastante satisfatório que confere a moldação boa capacidade de reprodução das geometrias sem sofrer distorções ou colapsar. Apesar de não ser indicado o valor de resistência à “seco”, face a quantidade de ligante e teor de água presente na amostra é possível aferir, pela consulta da Figura 24 (a), que o valor de resistência a “seco” esperado situa-se próximo dos 690 kPa, valor este próximo dos valores máximos exequíveis, o que confere a moldação muito boa resistência à erosão causada pela passagem do metal líquido. Contudo, este valor pode conduzir a problemas no abate das moldações após vazamento.